

# Simulation der Tiefenentwicklung an einer Gerinneeingangung

**Simulation of the depth development in a channel constriction**

**Bachelorthesis**

**Fachbereich Bau- und Umweltingenieurwissenschaften**

**Institut Wasserwirtschaft und Wasserbau**

**Fachgebiet Wasserbau und Hydraulik**

**Technische Universität Darmstadt**

Vorgelegt von: Dominik Scholand, geb. 18.12.1989  
Matrikelnummer: 1744640  
Studiengang: Umweltingenieurwissenschaften

Betreuer: Prof. Dr.-Ing. habil. Boris Lehmann  
PD Dr.-Ing. habil. Peter Mewis

Eingereicht am: 16.01.2014

---



---

## Inhaltsverzeichnis

---

Abbildungsverzeichnis	iii
Tabellenverzeichnis	v
Abkürzungsverzeichnis	vi
1..... Einleitung	1
1.1 Problemstellung	2
1.2 Zielsetzung der Arbeit	2
1.3 Vorgehensweise	3
2..... Grundlagen und Stand der Technik	4
2.1 Gerinnehydraulik	4
2.1.1 Strömungszustand	4
2.1.2 Fließwiderstand im Gerinne	5
2.1.3 Kompakte Rechteckgerinne	8
2.2 Morphodynamische Prozesse in Fließgewässern	10
2.2.1 Eigenschaften von Sediment	10
2.2.2 Geschiebetransport	12
2.2.3 Bewegungsbeginn	12
2.2.4 Geschiebetransportformeln	16
2.2.5 Ausbildung von morphologischen Strukturen	18
2.3 Feststofftransportmodellierung	20
2.3.1 Modellverfahren	20
2.3.2 Simulationssoftware Bmor und Smor3D	21
3..... Laboruntersuchungen an der Bundesanstalt für Wasserbau in Karlsruhe	23
3.1 Laborexperimente am BAW Karlsruhe	23
3.2 Numerische Modellierung	24
4..... Numerische Simulationsberechnungen	26
4.1 Simulationsumgebung und feste Parametereinstellungen	26
4.1.1 Gitternetzerstellung	26

---

4.1.2 Feste Parametereinstellungen für Bmor	27
4.2 Kalibrierung des Strömungsmodelles Bmor	28
4.2.1 Kalibrierung über die Wasserspiegellinie	30
4.2.2 Vergleich der tiefengemittelten Geschwindigkeiten	34
4.2.3 Kontrolle der kritischen Schubspannungsgeschwindigkeit	36
4.3 Kalibrierung des Strömungsmodelles Smor3D	37
4.3.1 Diskretisierung und feste Parametereinstellungen in Smor3D	37
4.3.2 Kalibrierung über die Wasserspiegellinie	37
4.3.3 Vergleich der Oberflächengeschwindigkeiten	38
4.3.4 Kontrolle der kritischen Schubspannungsgeschwindigkeit	40
4.4 Fazit der Kalibrierung	40
4.5 Geschiebetransportsimulation	42
4.5.1 Hydrodynamische Simulation für $Q = 150 \text{ l/s}$	43
5.....Ergebnisse und Diskussion	46
5.1 Morphodynamische Simulationsberechnung mit Bmor	46
5.1.1 Ergebnisse und Validierung der Simulation	46
5.1.2 Diskussion und Vergleich der Ergebnisse mit wissenschaftlichen Veröffentlichungen	48
5.2 Morphodynamische Simulationsberechnung mit Smor3D	49
5.2.1 Ergebnisse und Validierung der Simulation	49
5.2.2 Diskussion und Vergleich der Ergebnisse mit wissenschaftlichen Veröffentlichungen	50
5.3 Vergleich der Ergebnisse	51
5.3.1 Vergleich der Sohländerung	51
5.3.2 Einfluss des morphodynamischen Faktors auf die Sohländerung	53
6.....Zusammenfassung und Ausblick	55
Anhang	58
Literaturverzeichnis	66

---

## Abbildungsverzeichnis

---

<b>Abb. 1:</b> Profile der Schubspannungs- $\tau(y)$ und Geschwindigkeitsverteilung $u(y)$ als Funktion der Wandkoordinate $y$ mit mittlerer Geschwindigkeit $V$ , Darstellung mit Kontrollvolumen (K.V.) für gleichförmige, turbulente Strömung (Jirka und Lang 2009, S. 12, Abb. 2.1) .....	6
<b>Abb. 2:</b> Querschnitt mit Sekundärströmungen (Pfeildarstellung) und Isovelen $u/V$ (lokale Geschwindigkeit/ mittlere Geschwindigkeit) in einem geradlinigen, gleichförmigen, kompakten Rechteckgerinne mit $b/h=3$ nach Laborexperimenten, (Jirka und Lang 2009, S. 19, Abb. 2.6a) .....	9
<b>Abb. 3:</b> Transportwirksamer Abfluss $QT$ bei unterschiedlichen Breiten-/Tiefenverhältnissen (Zanke 2002, S. 177, Abb. 4.131).....	10
<b>Abb. 4:</b> Modifiziertes Shields- Diagramm mit belegten Messwerten (Schröder/ Zanke 2003, S. 257, Abb. 9.4.4.2) .....	15
<b>Abb. 5:</b> Bedingungen für das Auftreten von Transportkörpern für Froude-Zahlen $Fr < 0,65$ (DWA 2013b, S. 42).....	19
<b>Abb.6:</b> Aufbau des Gerinneexperiments mit Messstationen im Labor, Einheiten in [m](nach Minh Duc/Rodi 2008, S. 370, Fig. 1) .....	23
<b>Abb. 7:</b> Ausschnitt der Gitternetzstruktur (Variante 1) in $xf4$ im Bereich der Gerinneaufweitung mit dreieckigen Elementen und Verfeinerung am Rand, unstrukturierte Bereiche sind mit SMS automatisch generiert worden.....	27
<b>Abb. 8:</b> Grafische Darstellung der Simulationsumgebung (raxero.dat) in $xf4$ , keine Erosion von Sediment an Knoten im Ein- und Auslaufbereich mit negativen Skalarwerten in blau (-999.000).....	28
<b>Abb. 9:</b> Wasserspiegellagen über Querschnitt gemittelt für $Q = 80$ l/s, Variante 1 mit verschiedenen Reibungskoeffizienten in $B_{mor}$ (Messungen (BAW) nach Minh/Rodi 2008, S. 372, Fig. 3) .....	31
<b>Abb. 10:</b> Gitternetz im Bereich der Aufweitung, Variante 2 .....	32
<b>Abb. 11:</b> Gitternetz im Bereich der Aufweitung, Variante 3 .....	33
<b>Abb. 12:</b> Wasserspiegellagen über Querschnitt gemittelt für $Q = 80$ l/s, Vergleich der Varianten in $B_{mor}$ (Messungen (BAW) nach Minh Duc/Rodi 2008, S. 372, Fig. 3) .....	34
<b>Abb. 13:</b> Vergleich der tiefengemittelten Fließgeschwindigkeiten (Werte über den Querschnitt gemittelt, Messungen (BAW) nach Minh Duc/ Rodi 2008, S. 372, Fig. 4).....	35

<b>Abb. 14:</b> Vergleich der gemittelten Geschwindigkeiten für $Q = 80 \text{ l/s}$ , Variante 1 bis 3 (von oben nach unten) .....	36
<b>Abb.15:</b> Wasserspiegellagen über Querschnitt gemittelt für $Q = 80 \text{ l/s}$ , Vergleich der Varianten in Smor3D (Messungen (BAW) nach Minh Duc/ Rodi 2008, S. 372, Fig. 3) .....	38
<b>Abb. 16:</b> Oberflächengeschwindigkeiten im Modell Smor3D mit $Q = 80 \text{ l/s}$ .....	39
<b>Abb. 17:</b> gemessene Oberflächengeschwindigkeiten im Laborgerinne mit $Q = 80 \text{ l/s}$ (Minh Duc/ Rodi 2008, S. 371, Fig. 2) .....	39
<b>Abb. 18:</b> Vergleich der kalibrierten Wasserspiegel für $Q = 80 \text{ l/s}$ (Messungen (BAW) nach Minh Duc/ Rodi 2008, S. 372, Fig. 3) .....	42
<b>Abb.19:</b> Wasserspiegellagen über den Querschnitt gemittelt für $Q = 150 \text{ l/s}$ , Variante 2 in Bmor und in Smor3D (Messungen (BAW) nach Bihs / Olsen 2007, Fig. 4) .....	44
<b>Abb. 20:</b> Wasserspiegellagen über den Querschnitt gemittelt für $Q = 150 \text{ l/s}$ , Variante 3 in Bmor und in Smor3D (Messungen (BAW) nach Bihs / Olsen 2007, Fig. 4) .....	45
<b>Abb. 21:</b> Entwicklung der Sohlage der numerischen Simulation zu verschiedenen Zeitpunkten (2D, Variante 3) .....	46
<b>Abb. 22:</b> Ergebnis der Labormessungen für Sohlenentwicklung (Minh Duc/ Rodi 2008, S. 374, Fig. 7) .....	47
<b>Abb. 23:</b> Entwicklung der Sohlage der numerischen Simulation zu verschiedenen Zeitpunkten (3D, Variante 3 mit $MF = 5,0$ ) .....	50
<b>Abb. 24:</b> Änderung der Sohle über den Querschnitt gemittelt mit Bmor (2D) und Smor3D in Variante 2 + 3 bei $Q = 150 \text{ l/s}$ (Messung (BAW) nach Minh Duc/ Rodi 2008, S. 373, Fig. 6) .....	52
<b>Abb. 25:</b> Ergebnisse der morphodynamischen Simulation von Variante 3 mit Smor3D für 125 Minuten bei unterschiedlichen Morphodynamischen Faktoren .....	54
<b>Abb. 26:</b> Programmstruktur Bmor (Mewis, P. 2013) .....	58
<b>Abb. 27:</b> Programmstruktur Smor3D (Mewis, P. 2013) .....	59

---

## Tabellenverzeichnis

---

<b>Tab. 1:</b> Bewegungsarten von Flüssigkeiten bezogen auf die Fließgeschwindigkeit $v$ ....	4
<b>Tab. 2:</b> Vergleich der Parametereinstellungen und hydraulischen Bedingungen in verschiedenen Veröffentlichungen.....	25
<b>Tab.3:</b> Hydraulische Bedingungen und eingestellte Wassertiefen (nach Minh/Rodi 2008, S. 371, Tab. 1) .....	29
<b>Tab. 4:</b> Auswahl an Formulierungen für die äquivalente Sandrauigkeit .....	30
<b>Tab. 5:</b> Varianten der Gitternetze .....	32
<b>Tab. 6:</b> benötigter Rechenaufwand auf einem AMD Phenom X4 (4x3,20 GHz) für numerische Modelle in 2D und 3D unter der Verwendung eines morphodynamischen Faktors für eine Labormessung von 7500 s (125 min) .....	53
<b>Tab. 7:</b> Über eingeeengten Bereich gemittelte Werte für Wassertiefe, hydraulischen Radius und Formbeiwert bei verschiedenen Durchflüssen .....	64
<b>Tab. 8:</b> Ergebnisse für die Berechnung des Reibungskoeffizienten nach Gl. 5 + 6 .....	65

---

## Abkürzungsverzeichnis

---

$b$	$[m]$	Gerinnebreite
$c_{MP}$	$[-]$	Vorfaktor für Geschiebetransport nach Meyer-Peter/ Müller
$CFL$	$[-]$	Courant- Zahl
$D$	$[m]$	Rohrdurchmesser
$D^*$	$[-]$	sedimentologischer Korndurchmesser
$D_{eff}$	$[m]$	effektiver Rohrdurchmesser
$d$	$[m]$	Korndurchmesser
$d_m$	$[m]$	Mediandurchmesser (entspricht $d_{50}$ )
$f$	$[-]$	Formbeiwert
$Fr$	$[-]$	Froude- Zahl
$Fr^*$	$[-]$	Korn- Froude- Zahl
$g$	$[m/s^2]$	Erdbeschleunigung
$h$	$[m]$	Wassertiefe
$h_{K,max}$	$[m]$	maximale Kolk­tiefe
$h_m$	$[m]$	mittlere Wassertiefe
$I$	$[-]$	Neigung
$k_r$	$[1/m]$	Koeffizient der Kornrauigkeit
$k_s$	$[m]$	äquivalente Sandrauigkeit
$k_{st}$	$[m^{1/3}/s]$	Strickler- Beiwert
$M_G$	$[kg/s]$	Geschiebetransport
$MF$	$[-]$	morphodynamischer Faktor
$m_g$	$[kg/(m \cdot s)]$	Geschiebetransportrate
$Q$	$[m^3/s]$	Durchfluss
$Q_T$	$[m^3/s]$	transportwirksamer Abfluss
$q_s$	$[m^3/(m \cdot s)]$	Geschiebetrieb (Volumentransport)
$Re^*$	$[-]$	Korn- Reynolds- Zahl
$r_f$	$[-]$	Reibungskoeffizient



---

$r_{hyd}$	[m]	hydraulischer Radius
$t$	[s]	Zeit
$v$	[m/s]	Fließgeschwindigkeit
$v_c$	[m/s]	kritische Fließgeschwindigkeit
$v_m$	[m/s]	mittlere Fließgeschwindigkeit
$v^*$	[m/s]	Schubspannungsgeschwindigkeit
$v_c^*$	[m/s]	kritische Schubspannungsgeschwindigkeit
$\alpha$	[–]	Beiwert für Hjulström- Formulierung
$\delta$	[m]	Grenzschichtdicke
$\theta$	[–]	Mobilitätsparameter/ Strömungsintensität
$\theta_c$	[–]	Shieldsparameter
$\lambda$	[–]	Widerstandsbeiwert
$\mu$	$[1/(m \cdot s^{3/2})]$	Ripple- Faktor
$\nu$	$[m^2/s]$	kinematische Viskosität
$\rho$	$[kg/m^3]$	Dichte von Wasser
$\rho'$	[–]	relative Dichte
$\rho_s$	$[kg/m^3]$	Dichte des Sediments
$\sigma_0$	[–]	Standardabweichung
$\tau$	$[N/m^2]$	Schubspannung
$\tau^*$	[–]	dimensionslose Schubspannung
$\tau_c^*$	[–]	kritische dimensionslose Schubspannung
$\tau_0$	$[N/m^2]$	Sohlenschubspannung
$\Phi$	[–]	Porosität
$\phi_G$	[–]	Transportintensität für Geschiebe
$\psi$	[–]	Bewegungsintensität

---

# 1 Einleitung

---

Seit Milliarden von Jahren beeinflussen Strömungsbewegungen von Luft und Wasser die Morphologie der Erdoberfläche. Durch geologische Vorgänge wie chemischer oder biologischer Verwitterung wird festes Gestein zerkleinert und unter Einfluss von Strömung und Gravitation in Bewegung gesetzt. Über Flussläufe gelangen die Gesteinskörper dann bis in die Meere und werden dabei durch Reibungs- und Verwitterungsprozesse immer weiter zerkleinert. Die sogenannten Sedimente entstehen durch Ablagerung von festem Material (Sedimentation) und können auf verschiedene Weisen in Klassen eingeteilt werden: z.B. nach ihrer Korngröße, nach ihrem Entstehungsprozess oder nach dem Bildungssystem. Während einige Sedimentformen wie z.B. Kalkstein einen wirtschaftlichen Nutzen erbringen, stellen Sedimentumlagerungen in Fahrrinnen und Wasserstraßen sowie an Bauwerken oftmals ein großes Problem für den Schiffsverkehr und für die Bauwerksstabilität dar. Wasserbauwerke verursachen lokal hohe Turbulenzen und Sekundärströmungen, die in Sohlnähe für eine erhöhte Sohlenschubspannung und lokale Kolkbildung verantwortlich sind. Lokale Kolke stellen ein klassisches Problem der Hydraulik dar und sind mittlerweile Thema in vielen aktuellen wissenschaftlichen wasserbaulichen Veröffentlichungen. Um die Standsicherheit für Bauwerke sicherzustellen und den Schiffsverkehr gewährleisten zu können, sind häufig kostenintensive Maßnahmen wie Ausbaggern der Wasserstraßen notwendig. In aktuellen Laboruntersuchungen, welche die Realität in verkleinertem Maßstab nachbilden sollen, werden die verantwortlichen Faktoren dieser Sedimentationsvorgänge weiter erforscht. Aus Kostengründen und gegenwärtig immer weiter zunehmender Rechenleistung von Computern kann auch auf eine numerische Simulation von Strömungs- und Sedimenttransportverhalten in einem Gerinne zurückgegriffen werden, um die Folgen anthropogener Eingriffe in Wasserhaushalt und Gewässergüte durch verändernde Maßnahmen und Wasserbauwerke zu beurteilen.

---

## 1.1 Problemstellung

An der Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) in Karlsruhe wurde eine Serie von Labormessungen an einer Gerinneeinengung durchgeführt, um die Tiefenentwicklung in Bezug auf turbulente Strömungsbildung und den Sedimenttransport zu untersuchen und damit einen Testfall für die numerische Simulationsmodellierung zu erzeugen. Die Problemstellung der morphodynamischen Sohlenentwicklung an einer Gerinneeinengung wurde von Marek und Dittrich (2004) und Lai und Greimann (2010) in einer 2D- und von Minh Duc und Rodi (2008) sowie Bihs und Olsen (2007) auch in einer 3D- Simulationsumgebung mit dem Ziel modelliert, den Sedimenttransport und insbesondere die Kolkentwicklung an einer Einengung bei einem Rechteckgerinne realitätsnah nachzubilden. Die Veröffentlichung von Villaret et al. (2013) beinhaltet Ergebnisse einer Simulation für das Gerinneexperiment sowohl mit einem 2D- als auch mit einem 3D-Modell. Besonders im Bereich der Akkumulation zeigen sich in den Veröffentlichungen jedoch erhebliche Differenzen. So diskutieren Lai und Greimann (2010) mit Bezug auf o.g. und weitere Studien die Fragestellung, ob für die Betrachtung dieses Gerinneexperiments die Verwendung eines 2D- tiefengemittelten Modells ausreichend ist oder ob hier für ein hinreichend genaues Ergebnis ein 3D-Modell für die Berechnung eingesetzt werden muss, das zusätzliche Strömungseffekte berücksichtigt.

## 1.2 Zielsetzung der Arbeit

Auf der Grundlage von den Gerinneexperimenten unter der Leitung von Prof. Dr.-Ing. R. Kopmann und den vorliegenden Publikationen der numerischen Simulationen von Bihs und Olsen (2007), Minh Duc und Rodi (2008), Minh Duc und Rutschmann (2010) und Villaret et al. (2013) wird eine Reihe von Berechnungen mit den durch den Fachbereich Wasserbau und Hydraulik bereitgestellten Simulationsprogrammen Bmor (2 D) und Smor3D durchgeführt. Ziel der Bachelorarbeit ist eine Validierung dieser Modelle durch einen Vergleich der eigenen Simulationsergebnisse mit den Ergebnissen

---

aus den Labormessungen und den o.g. Forschungsberichten. Hierbei sollen sowohl die eventuellen Übereinstimmungen als auch die Abweichungen auf Grundlage von Parametern und Randbedingungen, aber auch der Wahl der Modelldimension diskutiert werden.

### **1.3 Vorgehensweise**

In Kapitel 2 soll zunächst eine Einleitung in die theoretischen Grundlagen der Gerinnehydraulik, Sedimentbewegung, Sohlenentwicklung und Feststofftransportmodellierung erfolgen. Besondere Berücksichtigung finden dabei die Phänomene der Strömung und die damit in Wechselwirkung stehende morphologische Entwicklung, welche für den Testfall am BAW Karlsruhe relevant sind. Darüberhinaus werden Ansätze zur mathematischen Formulierung von Geschiebetransport und die numerische Feststofftransportmodellierung mit den Programmstrukturen von Bmor und Smor3D vorgestellt. Aufbau und Ablauf des Laborexperiments am BAW mit den vorhandenen numerischen Simulationen ist Inhalt des darauf folgenden Kapitels 3. In Kapitel 4 wird dann aufbauend auf den gegebenen Daten und Veröffentlichungen die Simulationsumgebung eingerichtet und kalibriert. Dabei werden die Randbedingungen und Parameter für die Versuchsdurchführungen festgelegt. Anschließend werden die Ergebnisse der numerischen Simulationsberechnungen in Kapitel vorgestellt und diskutiert. Dabei werden diese auch mit Resultaten aus den Veröffentlichungen. Grundlage dafür sollen unter anderem die Diskretisierung der Topographie sowie die Wahl der Parameter und Modelldimension sein. Abschließend soll eine Zusammenfassung der Ergebnisse sowie ein Ausblick in Kapitel 6 gegeben werden,

---

## 2 Grundlagen und Stand der Technik

---

### 2.1 Gerinnehydraulik

Der Begriff der Gerinnehydraulik umfasst die Strömungsvorgänge von Gewässern wie Flüssen oder Kanälen, welche neben den festen Berandungen durch Ufer und Sohle auch durch eine variable, freie Wasseroberfläche begrenzt werden. Eine sorgfältige Berechnung der Hydraulik ist die Grundlage für die Kalkulation des Sedimenttransports.

#### 2.1.1 Strömungszustand

Der Strömungszustand wird hauptsächlich durch die Form und Oberfläche und den daraus resultierenden Reibungswiderstand des Gerinnes beeinflusst und kann bezogen auf die Fließgeschwindigkeit  $v$  sowohl räumlich als auch zeitlich variabel oder konstant sein (Freimann 2009, S. 37).

Dimension	konstant		variabel	
Zeit	stationär	$\frac{dv}{dt} = 0$	instationär	$\frac{dv}{dt} \neq 0$
Raum	gleichförmig	$\frac{dv}{dx} = 0$	ungleichförmig	$\frac{dv}{dx} \neq 0$

**Tab. 1:** Bewegungsarten von Flüssigkeiten bezogen auf die Fließgeschwindigkeit  $v$

Der Begriff Ungleichförmigkeit kann weiter differenziert werden. Es wird unterschieden zwischen leicht ungleichförmigen (Rauigkeitsänderungen) und stark ungleichförmigen Strömungen. Bei der einschränkenden Betrachtung auf den lokalen Bereich werden starke Ungleichförmigkeiten häufig durch den Fließquerschnitt einengende Bauwerke im Gerinne, wie z.B. Wehre und Einengungen hervorgerufen und ergeben sich aus beschleunigenden und verzögernden Abschnitten (Jirka/ Lang 2009, S. 6). Der

---

lokale Verlust wird hier als Abnahme des Wasserspiegels bei einer ansteigenden Fließgeschwindigkeit wahrgenommen. Bei Laborexperimenten und numerischen Modellierungen muss sich vor Beginn der Messungen bzw. Beobachtungen ein stationärer Strömungszustand bei kontinuierlichem Durchfluss eingestellt haben. Durch sogenannte „Störelemente [wie Bauwerke im Gerinnequerschnitt werden] Veränderungen des Wasserspiegelverlaufs infolge permanenter Störwellen“ (ebd., S. 9) hervorgerufen, die sich bei schießendem Abfluss ( $Fr > 1$ ) in Strömungsrichtung bemerkbar machen.

### 2.1.2 Fließwiderstand im Gerinne

Unter der Annahme eines Newtonschen Fluids mit einem unelastischen und linearen Fließverhalten wird durch die Strömung eine innere Reibung erzeugt, sodass eine Schubspannung  $\tau$  auf die Grenzfläche übertragen wird (Zanke 1982, S. 17). Das Kräftegleichgewicht bezogen auf das in Abbildung 1 dargestellte Kontrollvolumen (K.V.) lässt sich wie folgt darstellen:

$$g\rho(h - y)\Delta x \sin \theta - \tau\Delta x = 0 \quad (\text{Gl. 1})$$

mit

$g$ : Erdbeschleunigung  $\left[\frac{m}{s^2}\right]$

$\rho$ : Dichte des Fluids  $\left[\frac{kg}{m^3}\right]$

$y$ : Wandkoordinate  $[m]$ , von der Sohle gemessen

$\Delta x$ : Länge des Kontrollvolumens  $[m]$

$\tau$ : interne Schubspannung  $\left[\frac{N}{m^2}\right]$

Der Sinus und Tangens können in der Trigonometrie bei kleinen Winkeln durch eine mathematische Näherung hinreichend genau als Winkel  $\theta$  (rad) selbst angenommen werden; der Kosinus als Wert 1. Somit kann der Neigungswinkel  $\theta$  der Sohle für

Gerinne mit einer geringen Steigung vernachlässigt werden, da hier  $\sin \theta \approx \frac{\sin \theta}{\cos \theta} = \tan \theta \approx I_0$  gilt.

Daraus folgt für die Schubspannung  $\tau(y)$  und die maximale Schubspannung  $\tau_0$  bei  $y = 0$ :

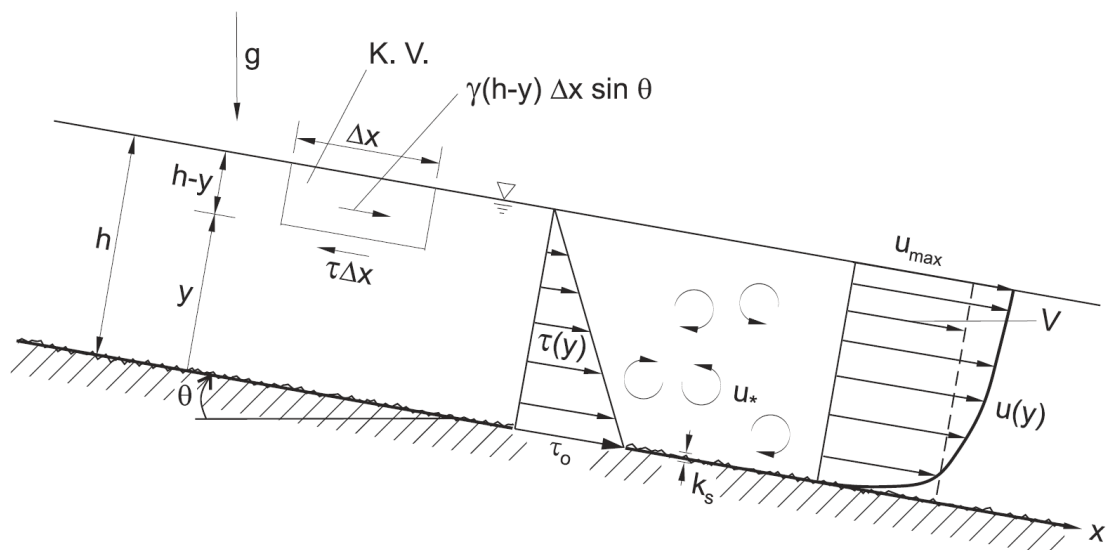
$$\tau(y) = g\rho l(h - y) \quad (\text{Gl. 2})$$

$$\tau(y = 0) = \tau_0 = g\rho h l \quad (\text{Gl. 3})$$

mit

$l$ : Neigung (–)

$\tau_0$ : Sohlenschubspannung  $\left[ \frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right]$



**Abb. 1:** Profile der Schubspannungs-  $\tau(y)$  und Geschwindigkeitsverteilung  $u(y)$  als Funktion der Wandkoordinate  $y$  mit mittlerer Geschwindigkeit  $V$ , Darstellung mit Kontrollvolumen (K.V.) für gleichförmige, turbulente Strömung (Jirka und Lang 2009, S. 12, Abb. 2.1)

Die Schubspannung ist folglich an der Gewässersohle am größten und nimmt zur Oberfläche hin sowohl bei laminarer als auch bei turbulenter Strömung linear ab. Die Reibung an der freien Oberfläche ist dabei in den meisten Fällen vernachlässigbar klein.

Ein kinematisches Maß für diese Kraft kann auch eine über die Gewässertiefe logarithmisch verlaufende, gemittelte Geschwindigkeitsverteilung  $u(y)$  sein (Abb. 1). Der Quotient aus maximaler Schubspannung  $\tau_0$  und Wasserdichte  $\rho$  wird als sogenannte Schubspannungsgeschwindigkeit  $v^*$  definiert (Zanke 1982, S. 18).

$$\frac{\tau_0}{\rho} = v^{*2} = ghI \left[ \frac{m^2}{s^2} \right] \quad (\text{Gl. 4})$$

Das in Abbildung 1 dargestellte Strömungsprofil  $u(y)$  wird in der Praxis bei turbulenter Strömung durch „Impulsaustauschvorgänge in Form von fluktuierenden Wirbelbewegungen“ überlagert, welche für die Ausbildung der Geschwindigkeitsprofile verantwortlich sind (Jirka/ Lang 2009, S. 13). Die Strömungsvorgänge in wand- bzw. bodennahen Schichten müssen gesondert betrachtet werden, da sie einen bedeutenden Einfluss auf das Geschwindigkeitsprofil und auch auf den Sedimenttransport haben. Um die Haftbedingung an den Berandungen zu erfüllen, muss die Viskosität  $\nu$  des Fluides mit einbezogen werden, sodass dieser Übergang bei großen Reynolds-Zahlen in einer nach Ludwig Prandtl definierten Grenzschicht isoliert betrachtet wird (Schlichting/ Gersten 2006, S. 47). Nur in dieser sehr dünnen Schicht mit der Dicke  $\delta$  wird die Viskosität des Wassers und somit der Einfluss der Reibung auf die laminare oder turbulente Strömung berücksichtigt.

Für hydraulische Berechnungen von Abfluss, Fließgeschwindigkeit und Wasserstand ist der Einsatz von Fließformeln nach Gauckler-Manning-Strickler, Darcy- Weißbach oder Colebrook- White heute Stand der Technik. Die Rauigkeit bzw. der Fließwiderstand des Gerinnes geht dabei meist als Strickler-Beiwert  $k_{st} \left[ \frac{m^{1/3}}{s} \right]$  oder äquivalente Sandrauheit  $k_s [m]$  in das jeweilige Fließgesetz ein. Die Sandrauheit ist ein Maß für die Oberflächenstruktur, „das durch gleich große kugelförmige Sandkörner entsteht, die auf eine Wand in“ dichtester Lagerung aufgetragen sind (Landesamt für Umweltschutz Baden-Württemberg 2003, S. 16). Für die Bestimmung im Bezug auf die Korngröße gibt es einige Empfehlungen für das zwei- bis dreifache des Mediandurchmessers  $d_{50}$  (ebd.).



Minh Duc und Rodi (2008, S. 371) setzen den  $k_s$  –Wert für Laborexperimente mit dem Mediandurchmesser gleich. Die äquivalente Sandrauheit kann auch mit dem Widerstandsbeiwert  $\lambda$  aus dem Fließgesetz von Darcy-Weißbach in Beziehung gesetzt werden. Die aus der Rohrhydraulik stammende Gleichung wird dafür auf Fließgewässer übertragen. Dazu wird ein querschnittsabhängiger Formbeiwert  $f$  für den wirksamen hydraulischen Durchmesser  $D_{eff}$  eingeführt (Landesamt für Umweltschutz Baden-Württemberg 2004, S. 50-51).

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 2,5 \cdot \ln\left(\frac{r_{hyd}}{k_s}\right) + 2,5 \cdot \ln(14,83 \cdot f) \quad [-] \quad (\text{Gl. 5})$$

mit:

$D = 4 \cdot r_{hyd}$  : Rohrdurchmesser[m]

$r_{hyd}$  : hydraulischer Radius[m]

$f = \frac{D_{eff}}{D}$  : Formbeiwert [-]

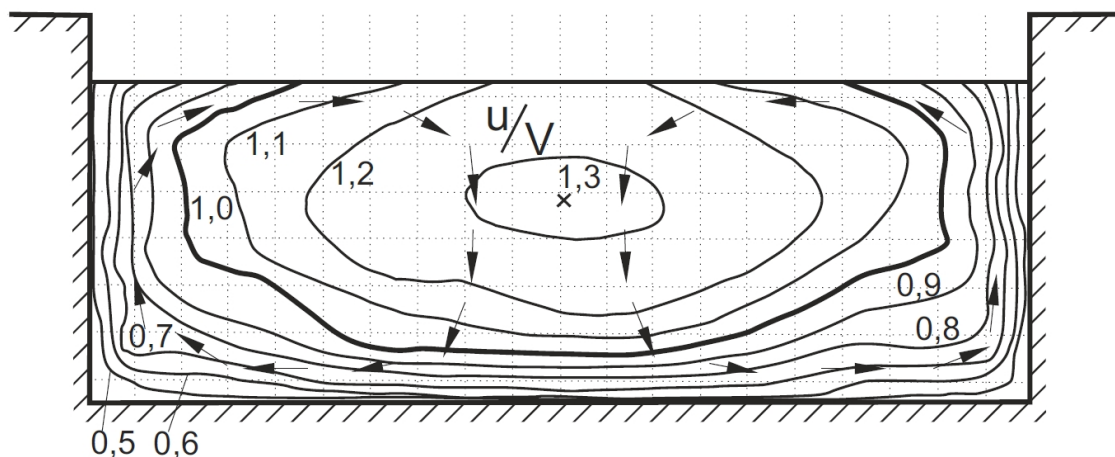
Das Verhältnis zwischen Schubspannungsgeschwindigkeit  $v_*$  und mittlerer Fließgeschwindigkeit  $v_m$  wird als Reibungskoeffizient  $r_f$  definiert, der auch mit dem Reibungsbeiwert respektive Widerstandsbeiwert  $\lambda$  ins Verhältnis gesetzt werden kann.

$$r_f = \frac{\lambda}{8} = \frac{v_*^2}{v_m^2} \quad [-] \quad (\text{Gl. 6})$$

### 2.1.3 Kompakte Rechteckgerinne

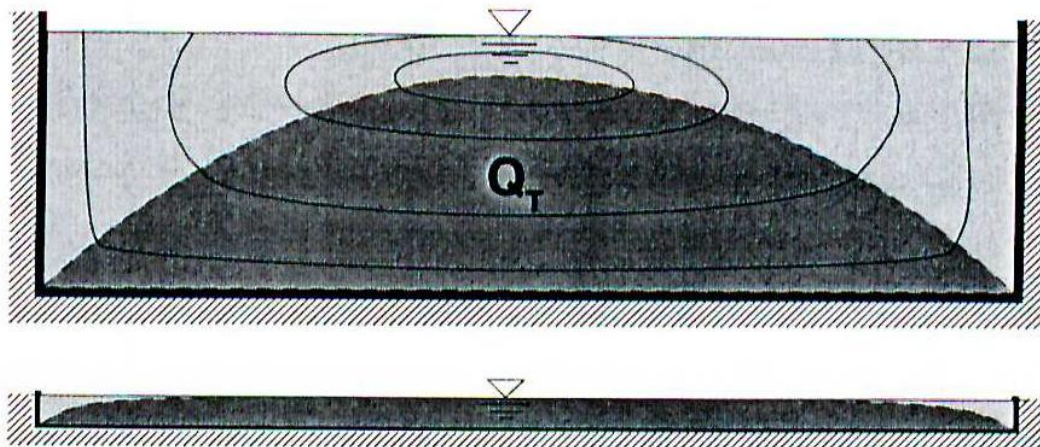
Bei Gerinnequerschnitten mit einer begrenzten Breite ( $b/h \leq 5$ ) ist der Reibungseinfluss durch die Wände wesentlich bedeutsamer als bei breiten Querschnitten und es bilden sich in der Regel sogenannte Sekundärströmungen aus, welche die Hauptströmung überlagern und damit den Reibungsverlust erhöhen. Sekundärströmungen sind die Geschwindigkeitskomponenten, die von der Hauptströmungsrichtung abweichen und in der Regel eine Zehnerpotenz geringer sind als die Vektoren der Hauptströmung

(DVWK-ATV 2003, S. 96). Sie werden nach Prandtl (ebd.) in Abhängigkeit von den auslösenden Kräften in Strömungen 1. und 2. Art unterschieden. Zentrifugalkräfte sind in Krümmungen für Sekundärströmungen 1. Art verantwortlich, wodurch eine Beschleunigung der Querströmung zum äußeren Gewässerrand verursacht wird. Sekundärströmungen 2. Art sind die Folge von ungleichmäßiger Schubspannungsverteilung im Zusammenwirken mit Turbulenzanisotropie der beiden Geschwindigkeitskomponenten (Jirka/ Lang 2009, S. 18). Der komplexe Effekt der Sekundärströmung kann durch ungleichmäßige Rauheiten bei verschiedenen Oberflächenmaterialien im Gerinne verstärkt werden, wodurch auch das Geschwindigkeitsprofil beeinflusst werden kann (vgl. Naudascher 1992, S. 8). Unter diesen Gegebenheiten ist die logarithmische Geschwindigkeitsverteilung im oberen Gewässerabschnitt nicht mehr gültig, da die Sekundärströmung das Wasser im Querschnitt von der Sohle über die äußeren Berandungen langsam nach oben und in der Mitte wieder nach unten führt. Die maximale Fließgeschwindigkeit verlagert sich dadurch von der freien Oberfläche weiter nach unten. Für die Berechnungen der komplexen Strömungsvorgänge ist eine dreidimensionale Betrachtung unter Berücksichtigung von Turbulenzansätzen erforderlich.



**Abb. 2:** Querschnitt mit Sekundärströmungen (Pfeildarstellung) und Isovelen  $u/V$  (lokale Geschwindigkeit/ mittlere Geschwindigkeit) in einem geradlinigen, gleichförmigen, kompakten Rechteckgerinne mit  $b/h=3$  nach Laborexperimenten, (Jirka und Lang 2009, S. 19, Abb. 2.6a)

Die wirksame Schubspannung für den Sedimenttransport wird hier besonders durch die Uferbereiche beeinflusst und mit einem transportwirksamen Anteil  $Q_T$  berücksichtigt (Zanke 2002, S. 177). Während in Gerinnen mit einem sehr großen Breiten-/Tiefenverhältnis beinahe der gesamte Querschnitt als transportwirksam angenommen werden kann, ist dieser Anteil in kompakten Kanälen, wie zum Beispiel Laborgerinnen, im Verhältnis viel geringer (Abb. 3).



**Abb. 3:** Transportwirksamer Abfluss  $Q_T$  bei unterschiedlichen Breiten-/Tiefenverhältnissen (Zanke 2002, S. 177, Abb. 4.131)

## 2.2 Morphodynamische Prozesse in Fließgewässern

### 2.2.1 Eigenschaften von Sediment

Als fluviales Sediment werden sowohl die im Wasser gelösten als auch die an der Sohle abgesetzten Feststoffe im Fließgewässer bezeichnet. Hierbei handelt es sich um eine Mischung von Körnern unterschiedlicher Form, Größe und Beschaffenheit, die in Material geologischen Ursprungs mit mineralischer Zusammensetzung und Material biologischen Ursprungs aus organischen Verbindungen eingeteilt werden kann. Über eine Kornverteilungskurve wird die anteilige Zusammensetzung der jeweiligen

---

Körnung als wesentliches Unterscheidungsmerkmal des Transportmaterials nach DIN EN ISO 14688-1 (2013) klassifiziert.

Die quantitativen Anteile der Korngrößen bzw. des Korndurchmessers  $d$  [mm] werden in einer Summenkurve aufgetragen. Ton und Schluff zählen mit einem Korndurchmesser kleiner als 0,063 mm zu den feinkörnigen Böden und werden im Gewässer vorwiegend als Schwebstoffe transportiert. Ab einem bestimmten Tonanteil (ca. 20 %) im Boden verändert dieser seine bodenmechanischen Eigenschaften und wird zunehmend bindig, sodass tonhaltige Sedimente oft auch als kohäsiv bezeichnet werden. Nicht kohäsive Sedimente (Korngrößen  $> 0,063$  mm) respektive rolliges Material wie Sand und Kies werden zumeist als Geschiebe befördert. Enge Sieblinien in der Kornverteilungskurve geben ein sehr einkörniges Material an, wohingegen eine breite Kurve ein weit gestuftes, aus verschiedenen Körnungen zusammengesetztes Material anzeigt. Für die Berechnung des Transports wird ein maßgebender Korndurchmesser  $d$  gewählt, der je nach Abstufung der Sieblinie, z.B. als geometrisches Mittel oder arithmetisches Mittel, aus der Gesamtmenge oder einzelnen Fraktionen gewählt werden kann. Bei sehr engen Sieblinien kann auch der Siebdurchgang bei 50 % des Kornmaterials  $d_{50}$  (Mediandurchmesser  $d_m$ ) als maßgebender Durchmesser gewählt werden (Schröder/ Zanke 2003, S. 244). Hierbei gibt der Index den Siebdurchgang an. Zusätzlich zur Korngröße ist auch die Form der Sedimentteilchen und die damit verbundene Angriffsfläche für die Strömungskräfte bei Bewegungsvorgängen wie Aufwirbelung und Absinken ein entscheidender Faktor, der allerdings schwer erfassbar ist (Zanke 1982, S. 77). Darüber hinaus ist auch die Dichte  $\rho_s$  von Sediment für Transportvorgänge ausschlaggebend, die im Mittel als Dichte von Quarz mit  $\rho_s = 2650 \text{ kg/m}^3$  angenommen wird. Einen großen Einfluss auf die Materialdichte hat wiederum die dimensionslose Porosität  $\Phi$ , welche das Verhältnis von Hohlraumvolumen zu Gesamtvolumen angibt. Eine Ablagerung von Feststoffen führt zu einer Verdichtung des Bodens und damit auch zu einer Verringerung des mit Wasser oder Luft gefüllten Hohlraumanteils.

---

### 2.2.2 Geschiebetransport

Eine durch den Feststofftransport verursachte Laufverlagerung, wie sie in der Natur vorzufinden ist, kann sich in ausgebauten Flussbereichen nicht oder nur begrenzt ausbilden. Dadurch werden Ufer und Sohle in diesen Bereichen stärker belastet und es kommt häufiger zu Eintiefungen und Auflandungen und lokal auch zu Auskolkungen. In Bezug auf die transportierten Materialien im Gewässer kann zwischen Schwimmstoffen, Schwebstoffen (Suspension) und Geschiebe unterschieden werden. Maßgebend für die morphologische Entwicklung der Sohle ist der Geschiebetransport, welcher alle sohlnahen Transportbewegungen zusammenfasst. Im Vergleich zum Suspensionstransport läuft dieser eher kontinuierlich ab und das Material bewegt sich rollend, schiebend oder springend wesentlich langsamer als die Fließgeschwindigkeit fort. Mengenmäßig überwiegt allerdings besonders bei feinkörnigem Sohlmaterial der Suspensionstransport. Der Anteil der Geschiebefracht am Gesamttransport beträgt in Flachlandflüssen nur rund 10 % bis 15 % (DWVK-ATV 2003, S. 26). Auf den Schwimm- und Schwebstofftransport wird im Weiteren nicht weiter eingegangen, da dieser ohne Bedeutung für die morphologische Sohlenentwicklung ist und deswegen auch bei der Simulation unberücksichtigt bleibt.

### 2.2.3 Bewegungsbeginn

Charakteristisch für den Vorgang des Feststofftransports ist ein sich wiederholender Kreislauf von Erosion, Transport und Sedimentation des beweglichen Sohl- und Ufermaterials. „Die Wechselwirkung zwischen Strömung und Gewässersohle ist eines der grundlegenden Probleme bei der Behandlung des Feststofftransports“ (Zanke 1982, S. 17). Während die Strömung auf der einen Seite bei Überschreitung der Grenzwerte eine Bewegung auslösen kann, wird auf der anderen Seite durch die Form der Oberfläche von Wand und Sohle, die durch einen Rauigkeitsbeiwert beschrieben wird, ein mehr oder weniger großer Widerstand auf die Strömungsdynamik ausgeübt. Bei einer Überschreitung der kritischen Fließgeschwindigkeit, beginnt sich das Material in Kontakt mit der Gewässersohle fortzubewegen, wobei zu Anfang nur einzelne Körner in Bewegung gesetzt werden. Der Bewegungsbeginn selbst ist durch kritische Werte in Bezug auf die Sohlenschubspannung, Fließgeschwindigkeit oder Wassertiefe definiert.

---

Viele Transportformeln basieren auf dem Prinzip der Grenzscherubspannung nach dem „Schwellenwertkonzept“ (Schröder/ Zanke 2003, S. 254).

Hjulström veröffentlichte 1935 ein empirisch belegtes Diagramm, das eine Abhängigkeit zwischen Korngröße und einer kritischen Geschwindigkeit mit einer unteren und oberen Bewegungsgrenze darstellt, bei der einzelne Körner bzw. die gesamte Sohle in Bewegung gerät (zit. n. Zanke 2002, S. 177). Das Diagramm ist allerdings dimensionsbehaftet und gilt für eine Sedimentdichte von  $\rho_s = 2650 \text{ kg/m}^3$  bei einer Wassertiefe von 1 bis 5 m. Die Kurve wurde von Zanke (1982) vor allem im Feinkornbereich detaillierter dargelegt. Für einen Korndurchmesser  $d \geq 1 \text{ mm}$  lässt sich die Formulierung vereinfacht und etwas allgemeiner wie folgt darstellen.

$$v_c = \alpha \sqrt{\rho' g d} \left[ \frac{m}{s} \right] \quad (\text{Gl. 7})$$

mit:

$1,5 < \alpha < 2,8$ : Beiwert für untere bzw. obere Grenze [–]

$\rho' = \frac{\rho_s - \rho_w}{\rho_w}$ : relative Dichte [–]

$\rho_w$ : Dichte von Wasser  $\left[ \frac{kg}{m^3} \right]$

$\rho_s$ : Dichte vom Sediment  $\left[ \frac{kg}{m^3} \right]$

Ein Zusammenhang zwischen der Korn-Froude-Zahl  $Fr^*$  und der Korn-Reynolds-Zahl  $Re^*$  wurde durch Shields 1936 als dimensionslose Beziehung für kritische Zustände veröffentlicht (zit. n. Zanke 2002, S. 178). Anstelle der Schubspannung  $\tau$  wird die dimensionslose Schubspannung  $\tau^*$  eingeführt, welche mit dem sogenannten Mobilitätsparameter respektive der Strömungsintensität  $\theta$  übereinstimmt. Mit Gleichung 4 ergibt sich eine auf die Schubspannung bezogene Darstellung.

$$\tau^* = \theta = (Fr^*)^2 = \frac{v^{*2}}{\rho' g d_m} = \frac{\tau}{(\rho_s - \rho) g d_m} \quad [-] \quad (\text{Gl. 8})$$

mit:

$v^*$ : Schubspannungsgeschwindigkeit  $\left[\frac{m}{s}\right]$

$\tau^*$ : dimensionslose Schubspannung  $[-]$

$\tau$ : dimensionsbehaftete Schubspannung  $\left[\frac{N}{m^2}\right]$

Der Zeitpunkt des Überschreitens der kritischen Größe ist definiert als  $\theta \geq \theta_c$ , mit  $\theta_c$  als dimensionslosem Shieldsparameter. Dieser beschreibt die relative Stabilität eines Kornes im Gefüge bezogen auf den Korndurchmesser und ist hauptsächlich vom sedimentologischen Korndurchmesser  $D^*$  abhängig (Malcherek 2006, S. 26).

$$D^* = \left(\frac{\rho' g}{v^2}\right)^{1/3} \cdot d_m \quad [-] \quad (\text{Gl. 9})$$

mit:

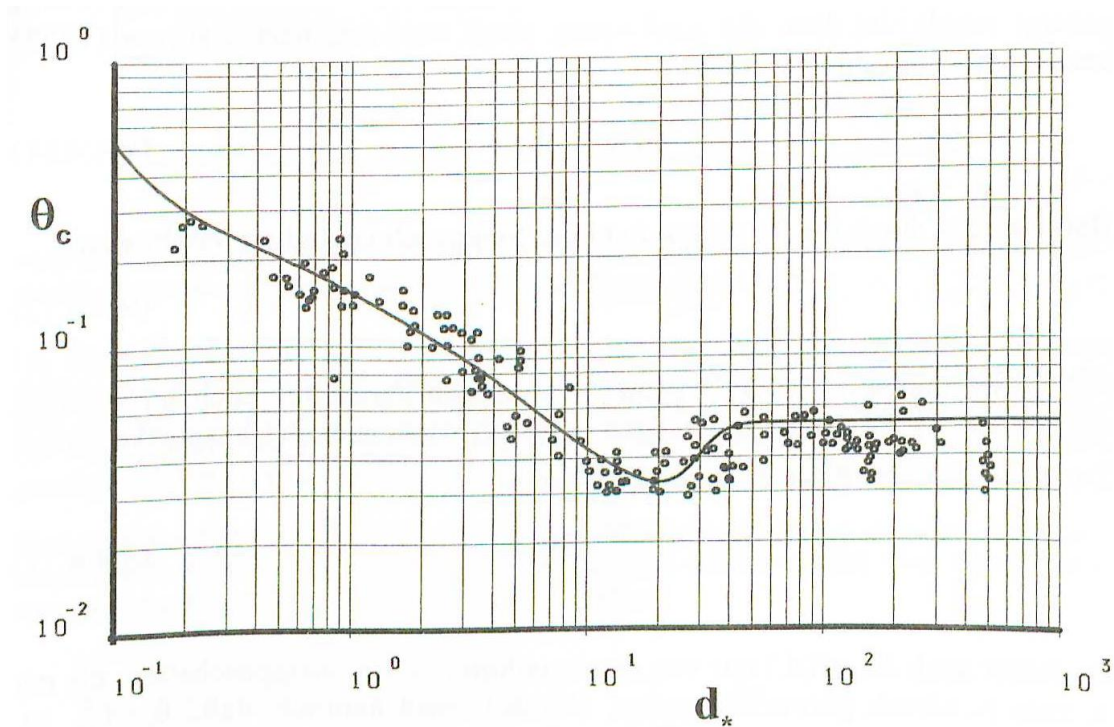
$\nu$ : kinematische Viskosität des Fluids  $[m^2/s]$

Zanke empfiehlt für überschlägige Handrechnungen die Umstellung der Shields-Kurve in Abhängigkeit vom sedimentologischen Korndurchmesser  $D^*$  durch die folgende analytische Näherung in Anlehnung an van Rijn (1981) (Zanke 2002, S. 180):

$\tau_c^* = 0,109 D^{*-0,5}$	für	$D^* \leq 6$	
$\tau_c^* = 0,140 D^{*-0,64}$	für	$6 < D^* \leq 10$	
$\tau_c^* = 0,040 D^{*-0,1}$	für	$10 < D^* \leq 18$	(Gl. 10)
$\tau_c^* = 0,013 D^{*0,29}$	für	$18 < D^* \leq 145$	
$\tau_c^* = 0,055$	für	$D^* > 145$	



Dieses Verhältnis wird im folgenden modifizierten Shields- Diagramm explizit dargestellt.



**Abb. 4:** Modifiziertes Shields- Diagramm mit belegten Messwerten (Schröder/ Zanke 2003, S. 257, Abb. 9.4.4.2)

Aus diesem Zusammenhang ergibt sich die kritische Schubspannungsgeschwindigkeit  $v_c^*$ .

$$v_c^* = \sqrt{\tau_c^* \rho' g d} \left[ \frac{m}{s} \right] \quad (\text{Gl. 11})$$



---

## 2.2.4 Geschiebetransportformeln

Während der Geschiebetransport  $M_G \left[ \frac{\text{kg}}{\text{s}} \right]$  den Transport der Geschiebemasse pro Gerinnequerschnitt und Zeiteinheit beschreibt, ist die Transportrate  $m_g$  als Geschiebemasse pro Breitereinheit  $b$  (m) definiert:

$$m_g = \frac{M_G}{b} \left[ \frac{\text{kg}}{\text{m} \cdot \text{s}} \right] \quad (\text{Gl. 12})$$

Die Komplexität der mathematischen Formulierung von Transportformeln zeigt sich unter anderem in der großen Anzahl der verschiedenen Transportmodelle, welche größtenteils auf empirischen Ermittlungen beruhen. Sie liefern die Transportkapazität bzw. die Transportrate eines Gerinnes, welche sich unter Normalabfluss ausbildet, wenn ausreichend Sediment für den Transportvorgang verfügbar ist (Zanke 2002, S. 181). Solche Zustände sind im Labor oder bei einer Modellierung relativ einfach herzustellen; in der Realität müssen jedoch entsprechende Annahmen getroffen werden. Bei der Einteilung der Formelansätze kann zwischen einem Konzept mit einem Schwellenwert, Bewegungsbeginn nach überschreiten kritischer Werte (vgl. Kap. 3.2.3), und einem schwellenwertfreien Konzept differenziert werden. **Einsteins Wahrscheinlichkeitsansatz** von 1950 gehört zu den schwellenwertfreien Formulierungen und besagt, dass ruhende Partikel ebenso häufig in Bewegung geraten wie bewegte Partikel zur Ruhe kommen (Schröder/ Zanke 2003, S. 264). In dimensionsloser Darstellung wird die Transportintensität für Geschiebe  $\phi_G$ , aus der sich später die Transportrate  $m_G$  berechnen lässt, in Abhängigkeit von Korngröße, Dichte, Gewicht, Gestalt und bodennaher Bewegungssintensität  $\psi = \frac{1}{\theta}$  bestimmt. Dabei wird die Bewegungsintensität als Kehrwert der Strömungsintensität  $\theta$  definiert.

Die **Geschiebetransportformel nach Meyer-Peter und Müller (MPM-Formel)** von 1948/49 vergleicht die aktuelle Schubspannung  $\tau$  mit der kritischen Schubspannung  $\tau_c$ , bei dessen Schwellenwertüberschreitung eine Bewegung ausgelöst wird. Sie ist für

größere Sedimente ab dem Mittelsandbereich gültig und nicht in der Nähe der kritischen Werte anwendbar.

$$m_G = 8 \rho_S \cdot \sqrt{\rho' g d_m^3 \left( \theta \cdot \frac{Q_T}{Q} \cdot \frac{k_{st}}{k_r} - \theta_c \right)^3} \left[ \frac{\text{kg}}{\text{m} \cdot \text{s}} \right] \quad (\text{Gl. 13})$$

mit:

$$k_r = \frac{26}{d_{90}^{1/6}} : \text{Koeffizient der Kornrauheit } [\text{m}^{-1}]$$

Eine heute gebräuchliche Formulierung für den Geschiebetrieb in Volumendarstellung  $q_S = \frac{m_G}{\rho_S}$  findet sich in DVWK-ATV (2003).

$$q_S = c_{MP} \cdot \sqrt{\rho' g d_{50}^3 \cdot (\mu \theta - \theta_{cMP})^3} \left[ \frac{\text{m}^3}{\text{m} \cdot \text{s}} \right] \quad (\text{Gl. 14})$$

Mit Gl. 8 und  $\tau' = \tau \cdot \rho'$  ergibt sich für das Produkt aus dem Ripple-Faktor

$$\mu = \left( \frac{k_{st}}{k_r} \right)^{3/2} \text{ und dem Mobilitätsparameter } \theta \text{ vereinfacht:}$$

$$\mu \theta = \theta' = \frac{\tau'}{(\rho_S - \rho_W) g d_{50}} = \frac{v^{*2}}{\rho' g d_{50}} \quad (\text{Gl. 15})$$

mit:

$$v^{*2} = \frac{\lambda}{8} v_m^2 : \text{Schubspannungsgeschwindigkeit nach Gl. 6}$$

$$\theta_{cMP} = \theta_c : \text{kritischer Shieldparameter [-]}$$

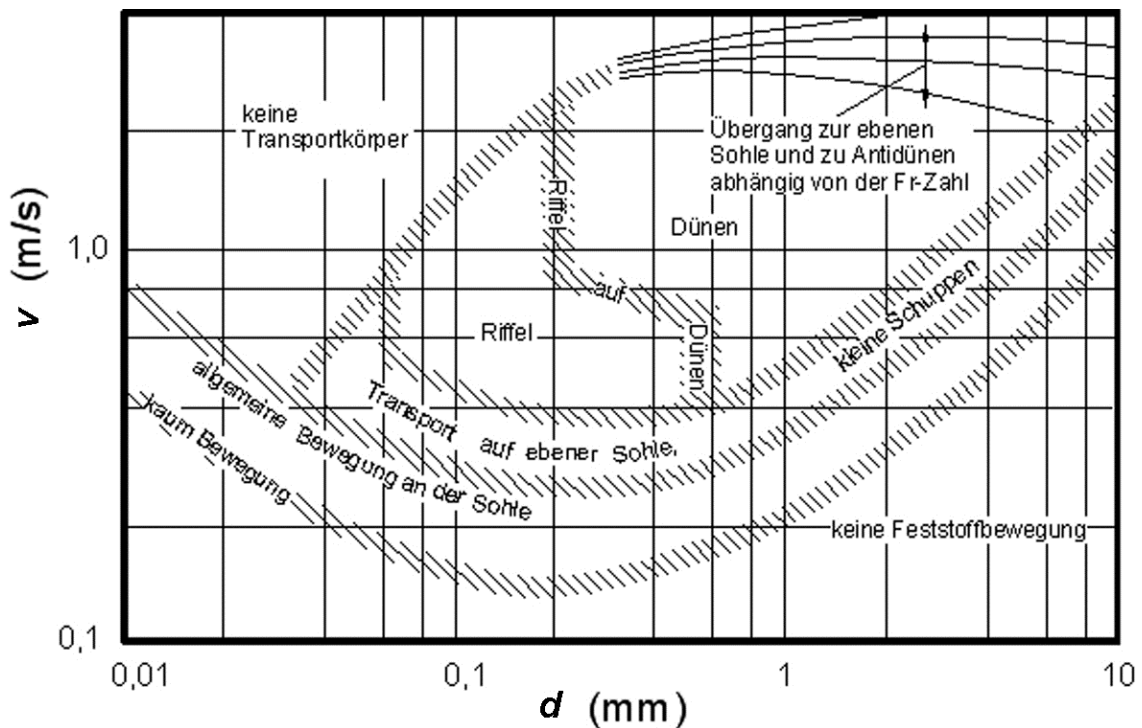
Für den Vorfaktor  $c_{MP}$  gibt es von verschiedenen Autoren unterschiedliche Empfehlungen zwischen zwei und acht. Er wurde von Meyer-Peter und Müller zu 8,0 bestimmt (zit. n. Zanke 2002, S. 182). Neuere Untersuchungen haben gezeigt, dass der Faktor 5,0

---

oft zu besseren Ergebnissen führt (ebd.). Der kritische Shieldsparameter  $\theta_c$  wird nach Gleichung 8 für kritische Schubspannungswerte bestimmt.

### **2.2.5 Ausbildung von morphologischen Strukturen**

Bei der Beschreibung der Sohlstrukturen kann zwischen quasi-statischen und mobilen Strukturen differenziert werden. Quasi-statische Sohlstrukturen wirken stabilisierend und werden erst bei Hochwasserereignissen bewegt (DWA 2013b, S. 38). Sie sind besonders in Fließgewässern zu finden, deren Sieblinie breit gestuft ist und wo zunehmend grobe Körner vorzufinden sind. Stabilisierende Effekte für die Gewässer-sohle können exemplarisch durch die Bildung von glättenden Deckschichten hervorgerufen werden, welche z.B. biologischen Ursprungs (Algenbewuchs) sind oder bei entsprechender Breite der Sieblinie durch eine Entmischung der Körner bei gegebenen Abflussbedingungen entstehen. Dabei dominieren gröbere Körner am Boden und die entstandenen Hohlräume werden durch kleineres Material optimal verfüllt (Patt et al. 2011, S. 235). Zu den mobilen Sohlstrukturen zählen vor allem die an der Gewässersohle auftretenden Transportkörper. Hierbei kann es zur Bildung von kleinen Transportkörpern wie Riffeln aber auch Großformen wie Dünen oder Bänken kommen. Während Riffel durch ihre geringe Größe von einigen Zentimetern meist nur Einfluss auf die unteren Wasserschichten nehmen, verursachen Dünen hingegen eine Deformation des Wasserspiegels (Zanke 1982, S. 287). Das Auftreten solcher Transportkörper ist abhängig von der Korngröße, der Fließgeschwindigkeit und Wassertiefe sowie den turbulenten Eigenschaften der Strömung. „Die Ursachen für die Entstehung von Transportkörpern sind nach wie vor nicht abschließend geklärt“ (DWA 2013b, S. 42). Aus empirischen Versuchen konnten jedoch Bedingungen für verschiedene Parameter bestimmt werden, unter denen das Auftreten von Riffeln und Dünen wahrscheinlich ist. Es existiert eine Vielzahl an Diagrammen, die versuchen diese Kriterien der Transportkörperbildung auf Grundlage von Fließgeschwindigkeiten bzw. Schubspannungen oder auch in dimensionsloser Darstellung mit Korn-Froude- bzw. Korn-Reynolds-Zahl grafisch darzustellen. In Abbildung 5 findet sich beispielhaft eine dimensionsbehaftete Darstellung.



**Abb. 5:** Bedingungen für das Auftreten von Transportkörpern für Froude-Zahlen  $Fr < 0,65$  (DWA 2013b, S. 42)

Neben den Transportkörpern zählen auch Kolke und Bänke zu den morphologischen Strukturen respektive Phänomenen. Ein **Kolk** wird im DWA-Merkblatt 570 als „örtlich begrenzte, durch Strömungsvorgänge hervorgerufene Vertiefung im Gewässerbett“ (DWA 2013a, S. 16) definiert. Es ist eine Form der Erosion und entsteht besonders in Folge ungleichförmiger und inhomogener Strömungseinwirkung, wie sie z.B. an den Außenseiten von Krümmungen, hinter Buhnen oder nach Gerinneeingengungen entstehen. Form und Ausdehnung eines Kolkes sind meist von einer Fülle an Parametern in Bezug auf Strömungsverhältnisse aber auch den Sedimenttransport abhängig und unterliegen durch unbeständige Strömungsbelastungen in Größe und Dauer einer permanenten Veränderung (DWA 2013b, S. 48). Das erodierte Material kann sich unter anderem als längliche Erhebung in Bereichen mit geringerer Strömungsbelastung in Form einer Kolkbank wieder ablagern. Für die Kolkentwicklung ist zudem entscheidend, ob parallel zur Auskolkung auch ein Sedimenttransport im Sohlbereich stattfindet, der neues Material in die Vertiefung einspülen kann. Unter diesen Bedingungen wird das Phänomen als ein „Gleichgewichtskolk“ bezeichnet (Schöberl 1989, S. 286), da hier

---

im endgültigen Zustand die Materialzufuhr der -abfuhr entspricht. Unter geschiebefreiem Abfluss wird eine Auskolkung als „Klarwasserkolk“ (ebd.) definiert. Erreicht die lokale Auskolkung Gründungssohlen von Ufern, Böschungen oder Bauwerken, so wird die Standfestigkeit beeinträchtigt (Patt/ Jüpner 2013, S. 160). Entscheidende Größenwerte für die Kolkbeschreibung sind daher die maximale Kolkentiefe  $h_{K,max}$  [m] und die Ausdehnung eines Kolkes sowie die Positionierung im Gewässer bzw. am Widerstand (Bauwerk).

## **2.3 Feststofftransportmodellierung**

Das reale Strömungsverhalten ist meist so komplex, dass eine exakte und ganzheitliche Berechnung bzw. vollständige Erfassung aller Prozesse unmöglich ist (Zanke 2002, S. 25). Ebenso verhält es sich auch mit der Erfassung des Feststofftransports. Erkenntnisse über den Bewegungsbeginn und die Transportraten beruhen zum größten Teil auf mechanischen Modellen und empirischen Beziehungen (Malcherek 2006, S. 23).

### **2.3.1 Modellverfahren**

In vereinfachten Ersatzsystemen werden bestimmte Effekte, die für das vorliegende Problem nicht maßgebend sind, vernachlässigt (ATV-DVWK 2003, S. 19). Die Wahl eines Modells kann deshalb aber immer nur eine vereinfachte Nachbildung der Natur sein, in der Annahmen für die relevanten physikalischen Vorgänge getroffen werden. Hinzu kommen die Anwendung von empirischen Gleichungen sowie eine Diskretisierung der Topografie, welche das Gewässerbett in seinem Originalzustand nur hinreichend genau in einem verkleinerten Maßstab beschreiben (ebd., S. 18-19). Bei der Interpretation von Modellergebnissen ist daher immer ein Messfehler bzw. die Genauigkeit in den Eingangsdaten zu berücksichtigen. Einige hydraulische Probleme können im Ingenieurwesen bereits mit eindimensionalen Berechnungen ausreichend genau gelöst werden. Bei anderen ist es wiederum obligatorisch, maßgebende

---

Änderungen der Strömung sowohl entlang der Hauptströmungsrichtung, aber auch über die Breite bzw. Tiefe zu untersuchen und in entsprechender Dimension zu behandeln. In der Realität ist der Bewegungsvorgang jedoch immer dreidimensional. Um den Rechenaufwand in numerischen Simulationen zu verringern, wird die Realität oft in stark vereinfachten Modellen dargestellt, in denen wesentliche Strömungsgrößen, wie die Fließgeschwindigkeit z.B. zeitlich und in der Wassertiefe gemittelt über den Fließquerschnitt angenommen werden (Jirka/ Lang 2009, S. 1).

Auf die komplizierte Numerik dieser Modelle wird im Weiteren nicht weiter eingegangen. Stattdessen soll die Funktion der verwendeten Modelle für die Simulationsberechnungen kurz vorgestellt werden.

### 2.3.2 Simulationssoftware Bmor und Smor3D

Für die eigenen Simulationsberechnungen von Strömung und Sedimenttransport wird im Rahmen dieser Bachelorarbeit durch das Fachgebiet Wasserbau und Hydraulik die Simulationssoftware Bmor und Smor3D bereitgestellt. Die Software läuft in einer Linux- Umgebung und besteht aus mehreren zugehörigen Dateien, welche eine Eingabe von Randbedingungen und Parametereinstellungen ermöglichen. In einer Koeffizientendatei (*coeff.dat*) werden strömungsrelevante Parameter wie der Reibungskoeffizient  $r_f$  für das Gerinne abgespeichert. Hier können zusätzlich Anfangs- und Endzeit, sowie Zeitschritt und Tapeintervall für die Simulation definiert werden. In einer weiteren Datei (*morcoeff.dat*) werden Kenngrößen für die morphologische Sohlenentwicklung wie die kritische Schubspannungsgeschwindigkeit  $v_{cr}^*$  abgespeichert. Zusätzlich wird hier ein morphodynamischer Faktor festgelegt, welcher das Verhältnis zwischen Morphologie und Hydrodynamik beschreibt. Die Systemdatei (*system.dat*) beinhaltet die Geometrie des Gerinnes in Form von Gitternetzelementen und den dazugehörigen Knotenpunkten. Randbedingungen wie Durchfluss und Wasserspiegellagen werden in der Randwertedatei (*rndwerte.dat*) für die jeweiligen Knoten gesetzt. Eingaben für die Sekundärströmung, die in der 2D- Simulation mit

---

berücksichtigt wird, können in der Datei *sekufak* vorgenommen werden. Nach einer Konvertierung in Binärdateien werden die Eingabewerte anschließend im entsprechenden Simulationsprogramm Bmor bzw. Smor3D geladen. Die Ergebnisdateien der hydrodynamischen und morphologischen Berechnungen werden nach erneuter Konvertierung auf einer grafischen Oberfläche durch xf4 visualisiert und können mit den gegebenen Werkzeugen analysiert werden. Eine ausführliche Version der kommentierten Parameterdateien sowie eine Übersicht über die Programmstruktur befindet sich im Anhang A.

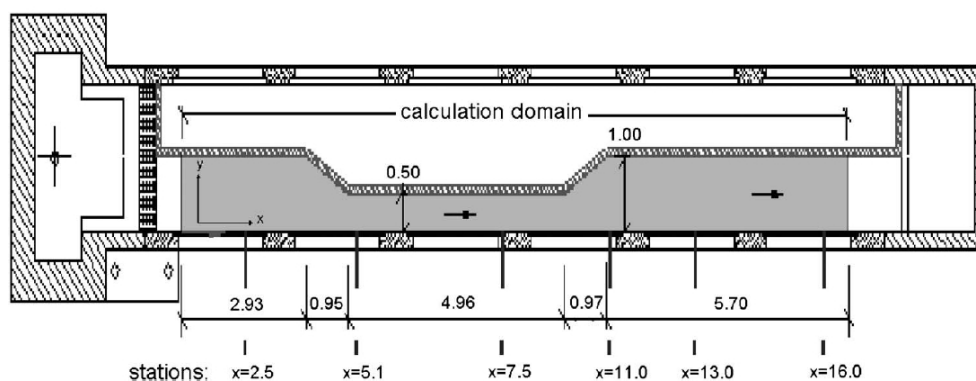
---

## 3 Laboruntersuchungen an der Bundesanstalt für Wasserbau in Karlsruhe

---

### 3.1 Laborexperimente am BAW Karlsruhe

Um die Entwicklung von Erosionsprozessen in nicht kohäsivem Sediment an einer Gerinneeinengung zu untersuchen, wurden an der Bundesanstalt für Wasserbau in Karlsruhe (BAW) zwei Serien von Experimenten durchgeführt. In der ersten Serie wurden Sandgemische und in einer zweiten Kiese als Sohlmaterial verwendet. Das rechteckige Laborgerinne in Abbildung 6 besitzt keine Neigung und hat eine Gesamtlänge von 18 m mit einem 16,5 m langen Testbereich bei einer Breite von 1 m. Drei Meter nach dem Einlauf befindet sich eine Verengung von 1 m auf 0,5 m Breite mit einer anschließenden Aufweitung auf 1 m Breite nach weiteren 5 Metern. Die durchgehende, gerade Randseite besteht aus einer glatten Glaswand, die gebogene Seite aus rauem Beton, wodurch sich ein Unterschied zwischen den Oberflächenrauigkeiten auf beiden Seiten ergibt.



**Abb. 6:** Aufbau des Gerinneexperiments mit Messstationen im Labor, Einheiten in [m] (Minh Duc/Rodi 2008, S. 370, Fig. 1)



---

Mittels Laserscan, Photogrammetrie und Induktionsdurchflussmessern sind Geschwindigkeiten, Sohlhöhen und die freie Wasseroberfläche gemessen worden. Die räumlichen Daten haben dabei eine Genauigkeit im Millimeterbereich und der Höhenfehler für die Sohlenentwicklung ist geringer als 1 mm. Entlang des Gerinnes sind sechs Messstationen eingerichtet, welche in Abbildung 6 mit einem „X“ markiert sind. In den Versuchsserien sind im Wertebereich der Parameter keine Transportkörper aufgetreten (Villaret et al. 2013, S. 108). Die Experimentserien sind mit drei verschiedenen Durchflüssen durchgeführt worden: 80 l/s, 130 l/s und 150 l/s. Da bei 80 l/s keine ersichtliche Erosion an der Sohle stattfand, wurde dieser Durchfluss für die spätere Kalibrierung der hydraulischen Modellierung verwendet. Bei einem Durchfluss von 150 l/s waren bei einer Durchlaufzeit von 150 Minuten lokal hohe Turbulenzen und ein komplexes dreidimensionales Fließverhalten zu beobachten. Auch an der Wasseroberfläche traten hohe Turbulenzen in Form von stehenden Wellen und sich konstant ändernden Wassertiefen über die Fließzeit auf (Weise 2002, in: Bihs und Olsen 2007).

### 3.2 Numerische Modellierung

Die Laborexperimente des BAW wurden bereits mit verschiedenen 2D- und 3D- Modellen numerisch simuliert. Ergebnisse der Simulationen wurden unter anderem durch Bihs und Olsen (2007), Minh Duc und Rodi (2008), Lai und Greimann (2010) und Villaret et al. (2013) veröffentlicht. Die ersten drei Autoren untersuchten dabei die morphologische Sohlenentwicklung unter denselben hydraulischen Bedingungen und unter der Annahme eines gleichen einkörnigen, feinkiesigen Materials mit einem maßgebenden Durchmesser von  $d = 5,5 \text{ mm}$  bei einer Standardabweichung von  $\sigma_0 = 1,47$  (Tabelle 2). Jedoch wurden für die Sohle und die Seitenwände unterschiedliche Rauigkeitsbeiwerte kalibriert. Villaret et al. (2013) sind bei den Berechnungen von sogenannten „multi-grains“ (Kornfraktionen) mit einem maßgebenden Durchmesser von  $d = 4,98 \text{ mm}$  ausgegangen. Die ebene Sohle des Kanals ist bei allen Modellierungen zu Beginn des Versuchs mit einer etwa 20 Zentimeter dicken Sedimentschicht bedeckt. Am Zulauf wurde während des Versuchs keine Zugabe von zusätzlichem

Material simuliert, da unter den hydraulischen Bedingungen oberhalb der Einengung kein Sediment erodiert wurde. Bei der gesamten Modellierung wird nur der Geschiebetransport berücksichtigt.

Autor	Q (m³/s)			d (mm)	Sohlrauheit	2D / 3D
	80	130	150			
Lai / Greimann (2010)	X		X	5,5	$k_{st} = \frac{1}{n} = 46,51 \left( \frac{m^{1/3}}{s} \right)$	2D
Bihs / Olsen (2007)	X		X	5,5	k. A.	3D
Minh Duc / Rodi (2008)	X	X	X	5,5	$k_s = 2,5 \cdot d_{50}$	3D
Villaret et al. (2013)	147			4,98	$k_s = 3 \cdot d_{50}$	2D + 3D

**Tab. 2:** Vergleich der Parametereinstellungen und hydraulischen Bedingungen in verschiedenen Veröffentlichungen

---

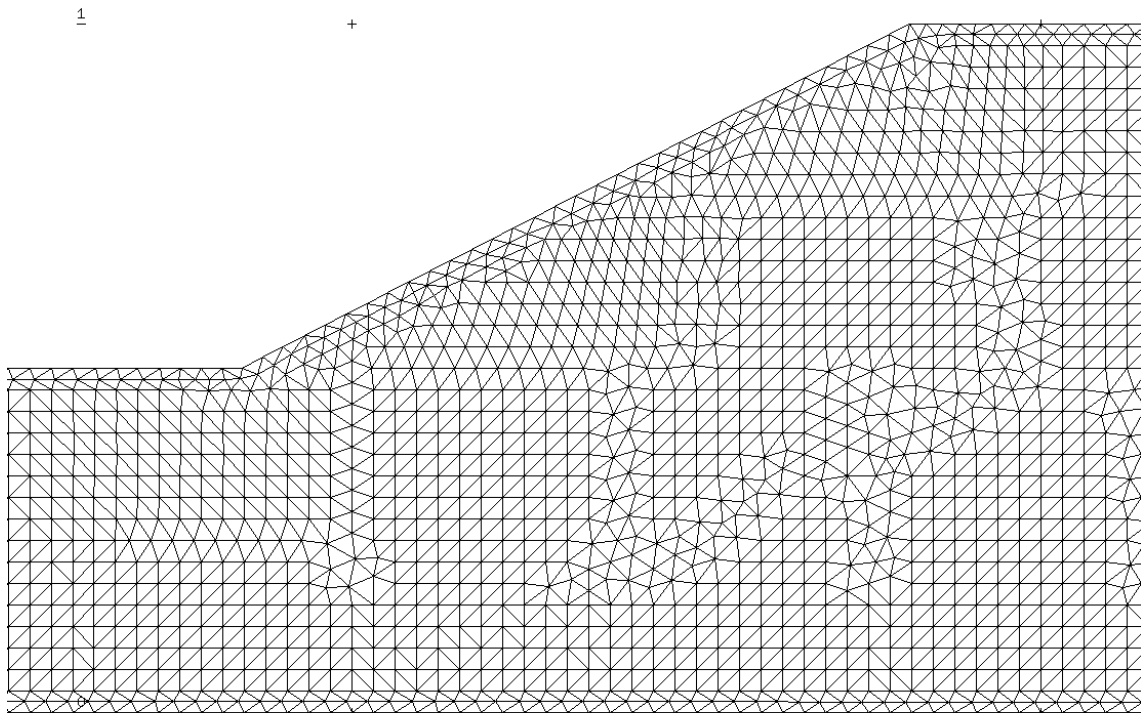
## 4 Numerische Simulationsberechnungen

---

### 4.1 Simulationsumgebung und feste Parametereinstellungen

#### 4.1.1 Gitternetzerstellung

Mit einer Testversion des Programms „Surface Water Modeling“ (SMS 11.1.9.0) der Firma Aquaveo ist ein unstrukturiertes Gitternetz des Gerinnes auf Grundlage der Planskizze (Abb. 4) erstellt worden. Für den Simulationsbereich wurde dabei eine Länge von 15,5 m unter Ausschluss von 1 m im Einlaufbereich gewählt. Nach Eingabe der Umrandungen wurden Randknoten gleichmäßig über die äußeren Geraden verteilt und die Innenfläche mit dreieckigen Elementen unter automatischer Knoten- Generierung grobmaschig vernetzt. Im Weiteren wurde dieses Gitternetz auf die gewünschte Dichte an Elementen verfeinert. Die Daten für Elemente und die zugehörigen Knoten mit ihren kartesischen Koordinaten wurden anschließend in eine Textdatei exportiert und als System- Datei in xf4 geladen. Anschließend wurden die Randelemente an den geraden Außenseiten nachträglich mit xf4 feinmaschiger gestaltet, um die Grenzschicht bei der Simulation besonders im 3D- Modell detaillierter zu berücksichtigen. Außerdem mussten die Elemente an den Schrägen der Betonwand überarbeitet und zusätzliche Knoten eingefügt werden, um eine gleichschenklige Dreiecksform zu erhalten und kleine Winkel sowie lange, schmale Dreiecke zu vermeiden. Abschließend erfolgte eine Markierung der geschlossenen Ränder durch eine automatische Randkennung und die offenen Randknoten wurden für eine spätere Definition des Durchflusses und der Wasserspiegellage am Auslauf ausgelesen.



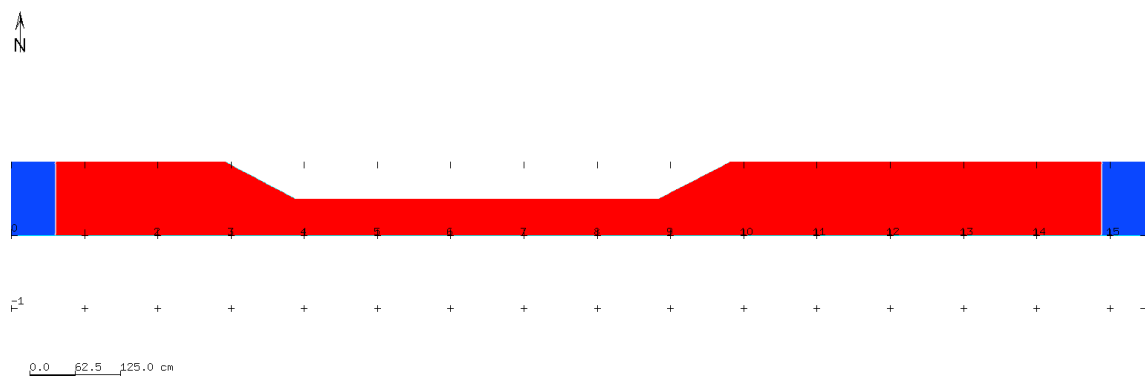
**Abb. 7:** Ausschnitt der Gitternetzstruktur (Variante 1) in xf4 im Bereich der Gerinneaufweitung mit dreieckigen Elementen und Verfeinerung am Rand, unstrukturierte Bereiche sind mit SMS automatisch generiert worden

#### 4.1.2 Feste Parametereinstellungen für Bmor

Für die Simulationen in Bmor werden im Folgenden bestimmte strömungsrelevante Parameter sowie Randbedingungen festgelegt, welche für alle Berechnungsvorgänge gültig sind.

Um eine numerische Stabilität zu gewährleisten, wird die Schrittweite in Fließrichtung bzw. der Zeitschritt oft unter Berücksichtigung der Courant-Zahl (CFL) ausgewählt (Patt/ Jüpner 2013, S. 203). Der Zeitschritt sollte also nicht größer sein als die Zeit, die ein Wasserteilchen für den Weg zwischen zwei Knoten benötigt. Für alle folgenden numerischen Simulationen wurde ein Zeitschritt von  $\Delta t = 0.0015$  bestimmt, da das Minimum der Courant-Zahl für das erstellte Gitternetz 0,001865 betrug. Das Tapeintervall gibt die Abstände in Sekunden an, zu denen der Berechnungszustand als

Satz in die Ergebnisdatei geschrieben wird und beträgt 20 s. Der horizontale Austausch im Gewässer wird mit 0,0001 angesetzt, um die Turbulenz- und Diffusionsvorgänge ausreichend zu berücksichtigen. Die Schichtdicke des Sediments wird auf 0,3 m festgesetzt, damit eventuelle Sohldurchschläge in der Berechnung vermieden werden. Zusätzlich wird den Knoten am Ein- und Auslauf des Gerinnes ein hoher negativer Skalarwert in der *raxero.dat* zugewiesen (Abb. 8). Sonst kann es je nach Durchfluss zu einer Erosion am Einlauf und zur Bildung einer unerwünschten, lokalen Auskolkung an dieser Stelle kommen. Ein Transport von Sediment in bzw. aus dem Gerinne bleibt weiterhin möglich.



**Abb. 8:** Grafische Darstellung der Simulationsumgebung (*raxero.dat*) in *xf4*, keine Erosion von Sediment an Knoten im Ein- und Auslaufbereich mit negativen Skalarwerten in blau (-999.000)

## 4.2 Kalibrierung des Strömungsmodelles Bmor

Bevor die eigentlichen Berechnungen für die morphodynamische Sohlenentwicklung beginnen können, muss das numerische Modell mit dem neu generierten Gitternetz vorab kalibriert werden. Qualitative Laboruntersuchungen am BAW haben gezeigt, dass für einen Durchfluss von  $Q = 80 \text{ l/s}$  kein Sedimenttransport zu beobachten war und sich hier nach etwa einer Stunde ein stationärer Abfluss eingestellt hat. Um die Oberflächenrauigkeit des Modells zu bestimmen, werden zuerst Strömungsberechnungen unter Berücksichtigung von Sekundärströmungen für diesen Durchfluss bei einem morphodynamischen Faktor von 0 durchgeführt. Eine Änderung der Sohlenhöhe ist

damit ausgeschlossen. Für die Modellvalidierung werden die gemessenen Wasserspiegellagen und Strömungsgeschwindigkeiten aus den Laborversuchen verwendet. Die hydraulischen Bedingungen der Durchläufe mit den gemessenen eingestellten Wassertiefen am Auslass sind in Tabelle 3 dargestellt und werden für die Kalibrierung zusammen mit dem spezifischen Durchfluss  $q \left[ \frac{m^3}{m^2 s} \right]$  in der Randwerte- Datei definiert.

Simulation	Durchfluss Q (l/s)	Wassertiefe am Auslass (m)	Dauer (s)
1	80	0,268	9 000
2	130	0,300	9 000
3	150	0,312	7 500

**Tab. 3:** Hydraulische Bedingungen und eingestellte Wassertiefen (nach Minh/Rodi 2008, S. 371, Tab. 1)

Der Reibungskoeffizient  $r_f$  wurde nach Gl. 6 über den mittleren Abschnitt des Gerinnes (Messstation  $X = 5$  bis  $X = 10$ ) mit der Breite  $b = 0,5 \text{ m}$  bestimmt. Mit der mittleren Neigung des Wasserspiegels  $I$ , einer mittleren Wassertiefe  $h_m$  und dem daraus resultierenden hydraulischen Radius  $r_{hyd}$  wurden Werte im Bereich von etwa 0,00489 bis 0,00813 für einen Durchfluss von  $Q = 80 \text{ l/s}$  und verschiedenen Werten für die äquivalente Sandrauheit  $k_s$  ausgehend vom Korndurchmesser berechnet (Berechnungen im Anhang B). Minh Duc und Rodi (2008, S.371) empfehlen für Laborexperimente die äquivalente Sandrauheit mit dem Mediankorndurchmesser  $d_{50}$  gleichzusetzen (Tab. 4). Für Bemessungen von Fließgewässern in der Natur gibt es Empfehlungen für ein vielfaches des Mediandurchmessers oder für den Korndurchmesser  $d_{90}$  (Landesamt für Umweltschutz Baden- Württemberg 2003, S.17-18).

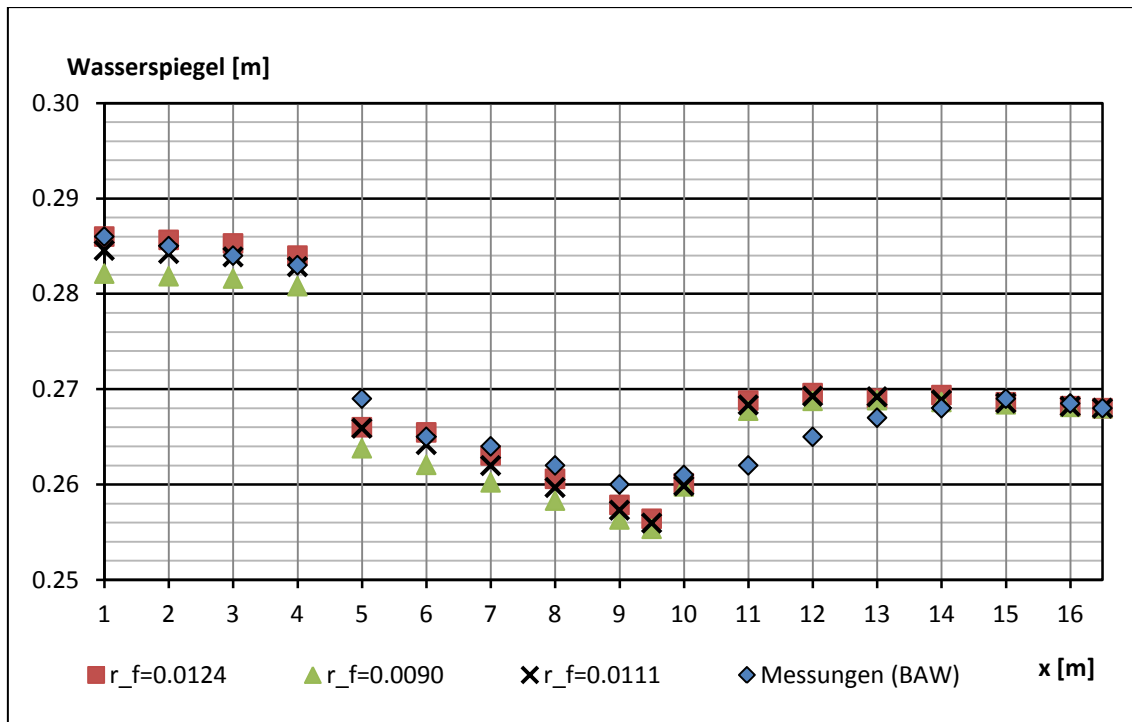
Formel für $k_s$	$k_s$ –Wert [m]	Quelle
$k_s = d_{50}$	0,0055	Minh Duc/Rodi (2008, S. 371)
$k_s = 2,5 d_{50}$	0,01375	Minh Duc/Rodi (2008, S. 372)
$k_s = 3,6 d_{50}$	0,0198	DVWK (1990, in: Landesamt für Umweltschutz Baden- Württemberg 2004, S. 42)

**Tab. 4:** Auswahl an Formulierungen für die äquivalente Sandrauigkeit

#### 4.2.1 Kalibrierung über die Wasserspiegellinie

Mit dem ursprünglich erstellten Gitternetz (Variante 1) wurde der gemessene Höhenverlust des Wasserspiegels aus den Labormessungen von insgesamt 1,8 cm über die gesamte Gerinnelänge von 15,5 m erst bei einem Reibungskoeffizienten von  $r_f = 0.0124$  erreicht. Ein stationärer Zustand stellte sich dabei bereits nach acht Minuten ein. Der Gesamtverlauf der Wasserspiegellinie ist in etwa vergleichbar mit den Labormessungen. Allerdings wird mit dem Modell Bmor die Aufweitung in dieser Variante etwas überschätzt, sodass die Wassertiefe im Gegensatz zu den Labormessungen in diesem Bereich zu tief absinkt und anschließend zu steil direkt auf die als Randbedingung vorgegebene Auslasshöhe ansteigt (Abb. 9). Aufgrund des Energieverlustes in der Einengung erreicht der Wasserspiegel allerdings nicht mehr den Wert aus dem Einlauf des Gerinnes. Der tiefste Wert liegt in dieser Variante etwa bei  $X = 9,5$  m, wofür in der Abbildung ein zusätzlicher Wert eingefügt wurde. Ein Messwert aus den Laborexperimenten für einen Vergleich liegt an dieser Stelle nicht vor. Dieses globale Minimum vor der Aufweitung sowie das darauf folgende starke Ansteigen des Wasserspiegels konnte durch die Wahl kleinerer Reibungskoeffizienten nicht verändert werden. Es wurde lediglich eine Abweichung im gesamten Höhenverlust über die Gerinnelänge erzielt. Dabei ist zu beachten, dass der Reibungskoeffizient im 2D- Modell nur für einen Fließwiderstand durch die Sohle definiert wird; eine Rauigkeit

der Wandflächen wird nicht berücksichtigt. Auffällig in der Aufweitung ist zudem eine falsche Berechnung der Geschwindigkeitsvektoren, welche direkt zu Beginn der schrägen Betonwand die Richtung wechseln, anstatt zu Anfang geradeaus weiter zu verlaufen.



**Abb. 9:** Wasserspiegellagen über Querschnitt gemittelt für  $Q = 80 \text{ l/s}$ , Variante 1 mit verschiedenen Reibungskoeffizienten in Bmor (Messungen (BAW) nach Minh/Rodi 2008, S. 372, Fig. 3)

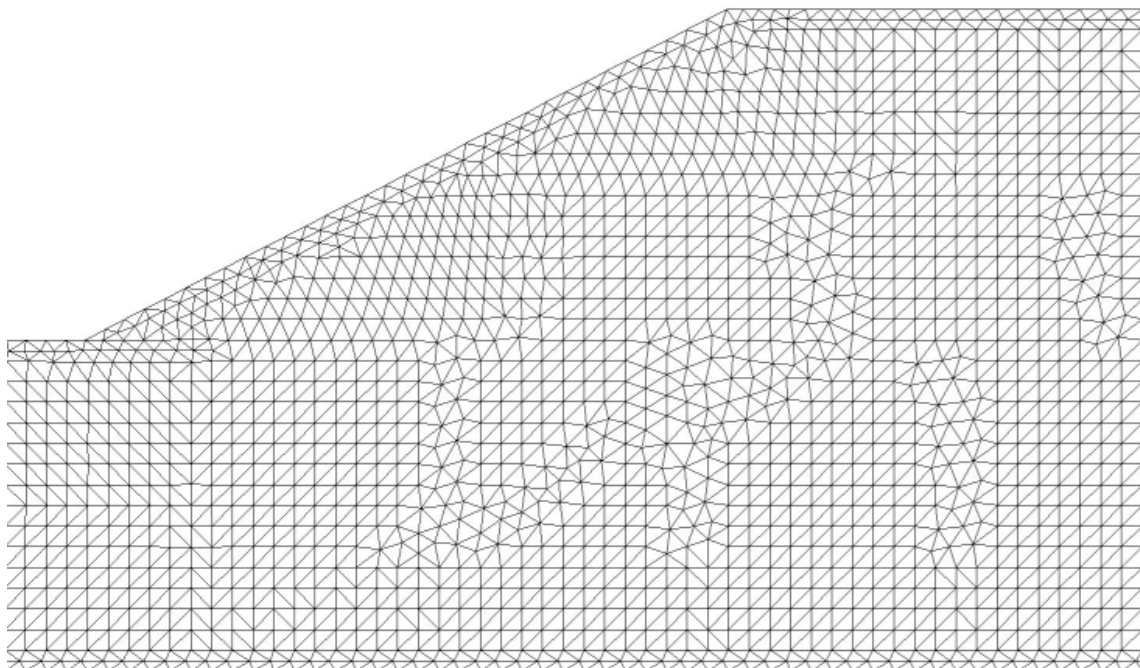
Bei der Kalibrierung des Reibungskoeffizienten  $r_f$  wurde festgestellt, dass das Simulationsprogramm relativ stark von der Gestaltung der Gitterelemente im Bereich der Aufweitung abhängig ist. Um das starke Ansteigen des Wasserspiegels nach der Aufweitung und die fehlerhaft simulierten Geschwindigkeitsvektoren zu korrigieren, werden zwei neue Varianten für die Gitternetzstruktur entworfen (Tab. 5).



Variante	Anzahl		Minimum / Maximum		CFL (Minimum)
	Gebietsknoten (Randknoten)	Elemente	Kantenlänge [m]	Winkel [Grad]	
1	14.406 (1.063)	27.747	0,015 / 0,047	21,67 / 116,26	0,001865
2	14.414 (1.063)	27.763	0,015 / 0,047	21,67 / 116,26	0,001865
3	14.411 (1.063)	27.757	0,014 / 0,047	21,67 / 116,26	0,002014

**Tab. 5:** Varianten der Gitternetze

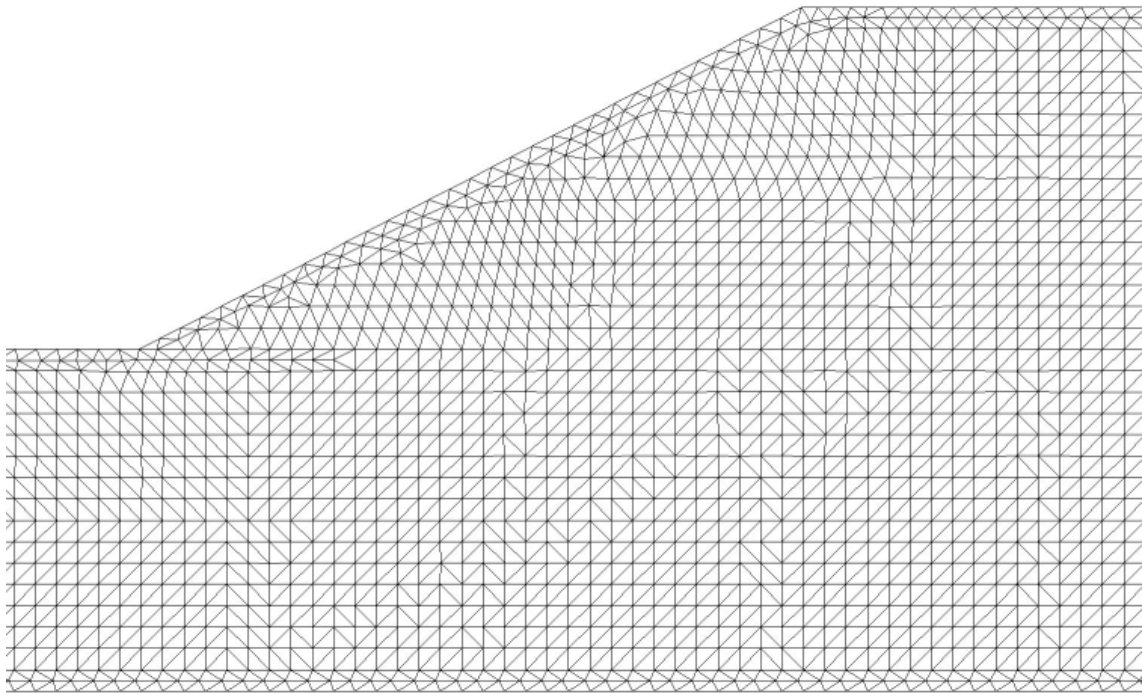
In Variante 2 wird eine gerade Abgrenzung durch die Elementanordnung am Beginn der Aufweitung eingefügt. Außerdem wird ein schmaler unstrukturierter Bereich, der an dieser Stelle quer durch das Gerinne verläuft, in strukturierte Dreieckselemente umgeformt (Abb. 10).



**Abb. 10:** Gitternetz im Bereich der Aufweitung, Variante 2

---

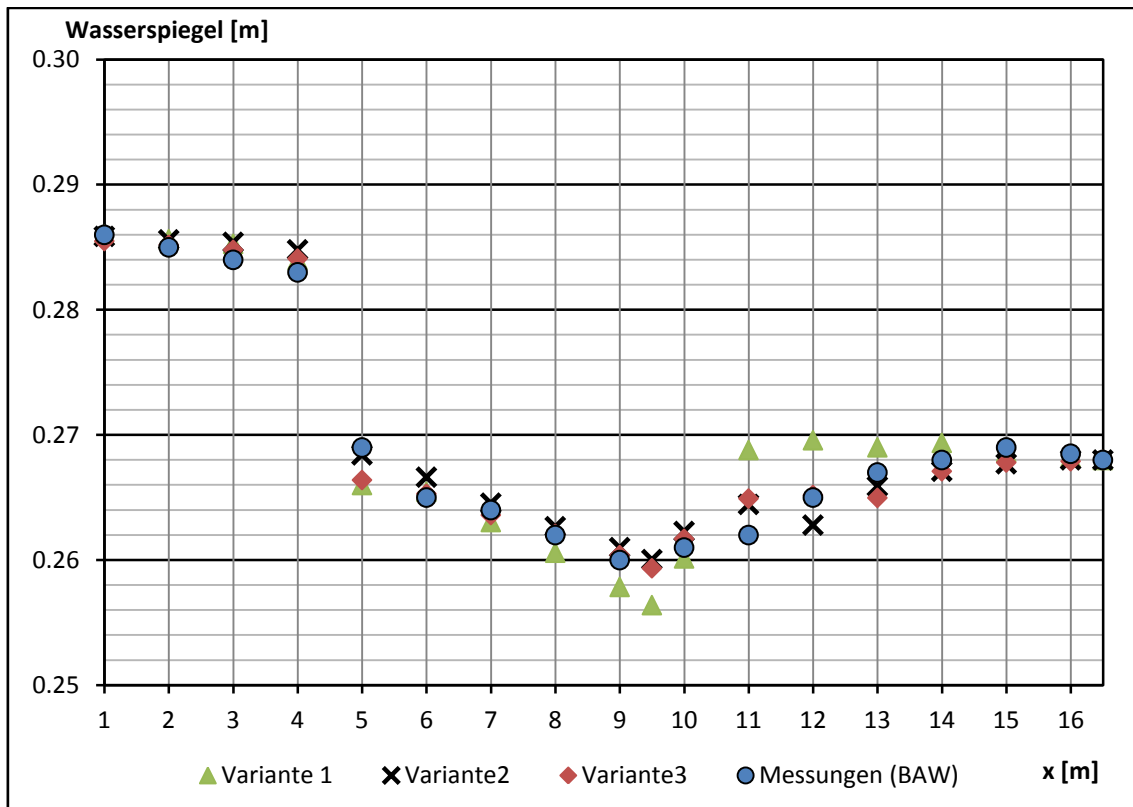
In einer weiteren Variante 3 werden die restlichen unstrukturierten Bereiche unmittelbar bei der Aufweitung ebenfalls zu strukturierten Elementen modifiziert. Darüber hinaus wird die gerade Abgrenzung zwischen den Gitterelementen in der Aufweitung in Richtung der gekrümmten Betonwand fortgesetzt (Abb. 11). Die Anzahl der Knoten und Elemente insgesamt wird dabei nicht wesentlich verändert.



**Abb. 11:** Gitternetz im Bereich der Aufweitung, Variante 3

Das Ergebnis für die Kalibrierung der neuen Varianten stimmt mit den Labormessungen im Gesamtverlauf nun besser überein (Abb. 12). Beide Simulationsergebnisse weisen den Höhenverlust von ca. 1,8 cm bei einem Reibungskoeffizienten von  $r_f = 0,0095$  auf. Hinter der Aufweitung (10 bis 14 m) ist hier jedoch eine dauerhafte Oszillation im Verlauf des Wasserspiegels im Umfang von etwa 1 bis 2 mm festzustellen. Die Abgrenzung der Geschwindigkeitsvektoren in der Aufweitung wird in diesen beiden Varianten besser, aber noch nicht optimal simuliert. Ein essentieller Unterschied zwischen den Ergebnissen aus Variante 2 und Variante 3 ist nicht festzustellen. Daher können die Bereiche der unstrukturierten Gitternetze als Fehlerquelle für die überbewer-

tet dargestellte Wasserspiegellinie in der Aufweitung vorerst ausgeschlossen werden. Für die richtige Darstellung der Geschwindigkeit und des Verlaufs der Wassertiefe ist an dieser Stelle allerdings eine klare, gerade Abgrenzung der Elemente erforderlich.

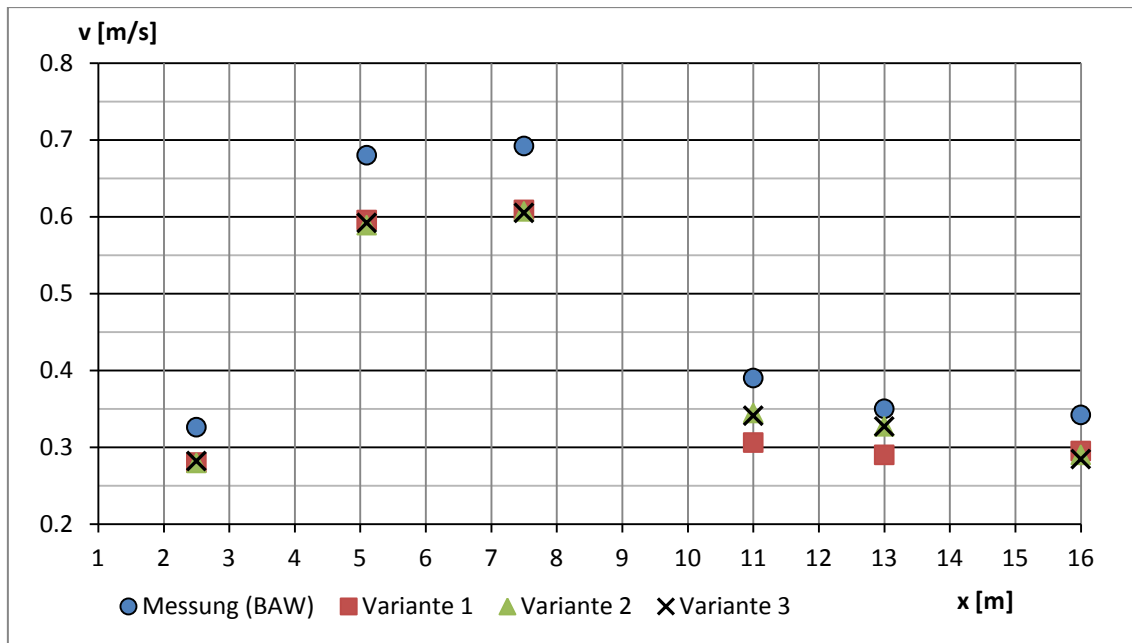


**Abb. 12:** Wasserspiegellagen über Querschnitt gemittelt für  $Q = 80 \text{ l/s}$ , Vergleich der Varianten in Bmor (Messungen (BAW) nach Minh Duc/Rodi 2008, S. 372, Fig. 3)

#### 4.2.2 Vergleich der tiefengemittelten Geschwindigkeiten

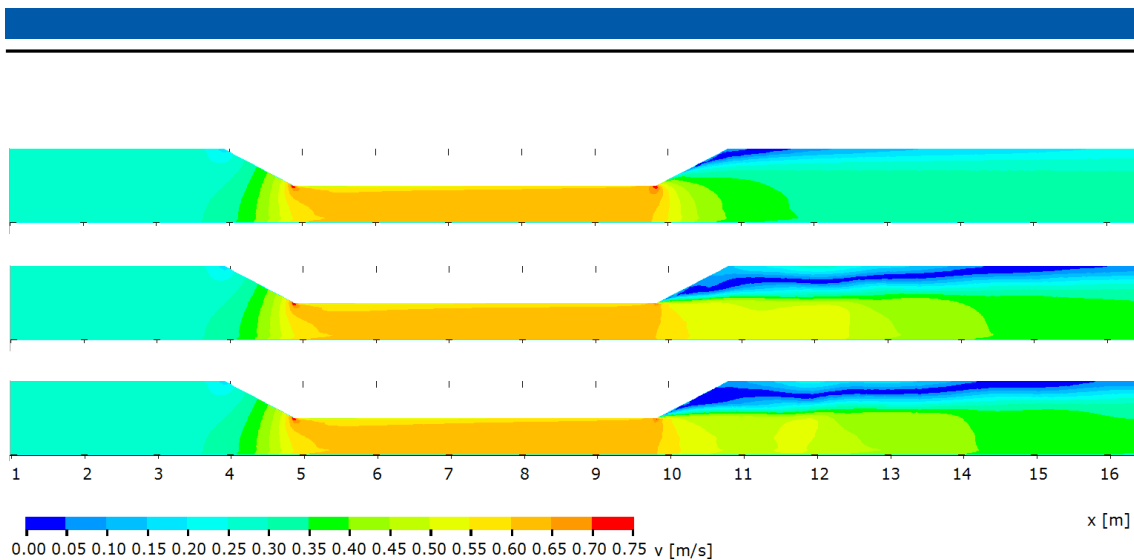
Der Verlauf der tiefengemittelten Geschwindigkeit zeigt im Bereich der Einengung in allen Varianten den erwarteten Anstieg auf etwa das Doppelte im Verhältnis zum Einlauf bei gleichzeitig sinkendem Wasserspiegel. Über diesen Bereich sinkt die Geschwindigkeit auf der Seite der Betonwand, über den Querschnitt betrachtet, kurz vor der Wand stark ab. Die Maximalgeschwindigkeiten treten dagegen auf der anderen Seite der Gerinnenhälfte auf. Für Variante 1 ergibt sich hinter der Aufweitung ein relativ steiler Anstieg des Wasserspiegels mit einer raschen Abnahme der Fließgeschwindigkeit, da

sich die Strömung relativ schnell wieder auf den gesamten Querschnitt verteilt. Die Geschwindigkeiten betragen bei allen Varianten nur etwa 80 bis 85 % der Werte aus den Labormessungen, was auf den erhöhten Reibungskoeffizienten zurückzuführen ist (Abb. 13).



**Abb. 13:** Vergleich der tiefengemittelten Fließgeschwindigkeiten (Werte über den Querschnitt gemittelt, Messungen (BAW) nach Minh Duc/ Rodi 2008, S. 372, Fig. 4)

Die Ergebnisse der Simulation aus Variante 2 und 3 stimmen im Vergleich zu Variante 1 im Bereich nach der Aufweitung besser mit denen der Labormessungen überein. Das Wasser strömt hier größtenteils geradeaus weiter, sodass sich ein Bereich mit erhöhter Fließgeschwindigkeit in Richtung Auslass bildet (Abb. 14). An der Betonwand entwickeln sich im Bereich der Aufweitung außerdem immer wieder Rezirkulationen über etwa ein Drittel der Gerinnebreite, die langsam stromabwärts wandern und dabei schwächer werden, bis sie sich schließlich bei etwa  $X = 14$  m auflösen. In den Labormessungen waren diese bei einem Durchfluss von 80 l/s und auch bei 150 l/s nicht zu beobachten (Weise 2002, in: Bihs und Olsen 2007).



**Abb. 14:** Vergleich der gemittelten Geschwindigkeiten für  $Q = 80 \text{ l/s}$ , Variante 1 bis 3 (von oben nach unten)

### 4.2.3 Kontrolle der kritischen Schubspannungsgeschwindigkeit

In einem letzten Schritt soll die kritische Schubspannungsgeschwindigkeit nach Gl. 11 berechnet und das Modell bei einem Durchfluss von  $Q = 80 \text{ l/s}$  auf eine mögliche Bewegung der Sohle hin untersucht werden. Bei der Bestimmung über den Korndurchmesser ergab sich für die kritische Schubspannungsgeschwindigkeit ein Wert von  $v_c^* = 0,069585 \text{ m/s}$  (Berechnung im Anhang B). Der Wert wurde zusammen mit einem morphodynamischen Faktor von  $MF = 1.0$  in der entsprechenden Parameterdatei (*morcoeff.dat*) festgelegt. Für die Varianten 2 und 3 ergab sich nur eine sehr geringe Änderung der Sohlage im Umfang einer Korngröße (Variante 2) oder darunter (Variante 3). Das Material wird direkt zu Beginn der Simulation im ersten Zeitschritt von 20 s in einem Bereich von etwa  $3 \times 3 \text{ cm}$  am Ende der Einengung erodiert, setzte sich allerdings wenige Zentimeter dahinter wieder ab. Im weiteren Verlauf verschiebt sich dieser Bereich nur wenige Zentimeter stromabwärts, nimmt im Umfang allerdings nicht zu. In Variante 1 übersteigt die Änderung der Sohlage in ihrem Ausmaß sowohl in der Tiefe als auch in dem beanspruchten Bereich die Werte aus den anderen Varianten. Es entwickelt sich darüberhinaus noch eine weitere, größere Erosion und Auflandung zu Beginn der Aufweitung im Umfang vom zweifachen Korndurchmesser. Beide Bereiche nehmen über den Simulationszeitraum kontinuierlich zu. Sie erreichen nach etwa 10 Minuten ein Ausmaß von einem Drittel der Gerinnebreite.

---

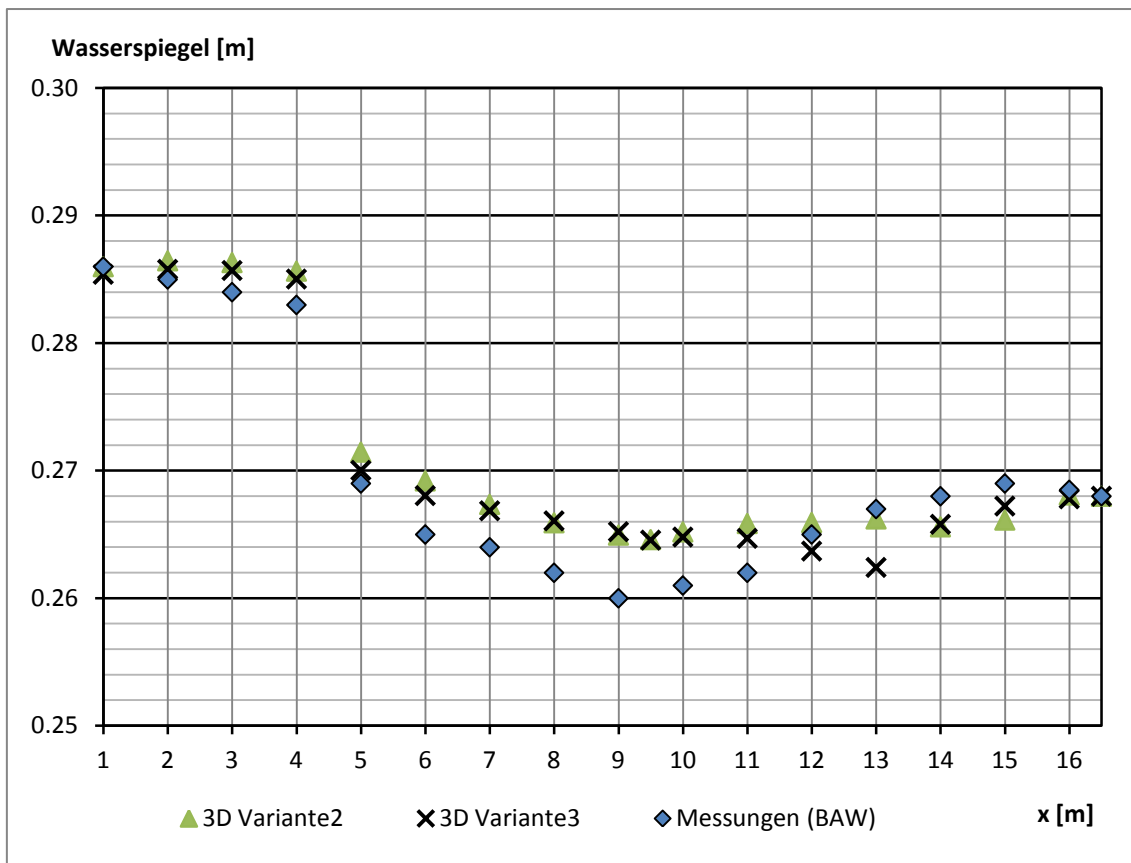
## 4.3 Kalibrierung des Strömungsmodelles Smor3D

### 4.3.1 Diskretisierung und feste Parametereinstellungen in Smor3D

Für die numerische Modellierung mit Smor3D werden die Gitternetze aus Variante 2 und 3 des 2D- Modells verwendet, da diese Varianten die Ergebnisse der Labormessungen am besten repräsentieren konnten, auch wenn der Reibungskoeffizient dafür relativ hoch angesetzt werden musste. Das bestehende 2D- Modell wird durch das Hinzufügen von 20 übereinander liegenden Schichten (Layer) um die dritte Dimension ergänzt. Dabei bildet die unterste Schicht die Sohle des Gerinnes in einem Abstand von etwa 1 cm ab. Alle weiteren Schichten liegen oberhalb in einem Abstand von jeweils 2 cm. In die hydrodynamische Ergebnisdatei (*ergzus.bin*) wird im Berechnungsvorgang für jede Schicht zum festgelegten Zeitpunkt ein Satz geschrieben. Bei der Berechnung der morphologischen Entwicklung wird das Ergebnis wie im zweidimensionalen Modell zu jedem Zeitpunkt in einen Ergebnissatz der *ergmor.bin* geschrieben. Zusätzlich zu den Parametern aus dem 2D- Modell Bmor wird im 3D- Modell der vertikale Austausch mit 1.0 definiert. Änderungen in Bezug auf die Nass-/ Trockengrenze werden nicht vorgenommen, da ein Trockenfallen der Sohle in diesem Versuch nicht stattfindet.

### 4.3.2 Kalibrierung über die Wasserspiegellinie

Die Ergebnisse der Wasserspiegellinie aus dem 3D- Modell sind mit den numerischen Ergebnissen aus dem 2D- Modell relativ gut zu vergleichen (Abb. 15). Auch hier ergibt sich für einen Reibungskoeffizienten von  $r_f = 0,0095$  der in den Laborexperimenten gemessene Höhenverlust von 1,8 cm bei einem Durchfluss von 80 l/s. Es treten jedoch in beiden Varianten (2 und 3) ausgehend von der Aufweitung größere Schwankungen auf als im Modell zuvor. Das globale Minimum in der Aufweitung wird im 3D- Modell untertrieben simuliert. Spätere Absenkungen des Wasserspiegels werden durch eine Oszillation der Wasseroberfläche verursacht. Über den Querschnitt betrachtet bildet sich insbesondere im Bereich der Einengung eine Wellenbewegung aus.

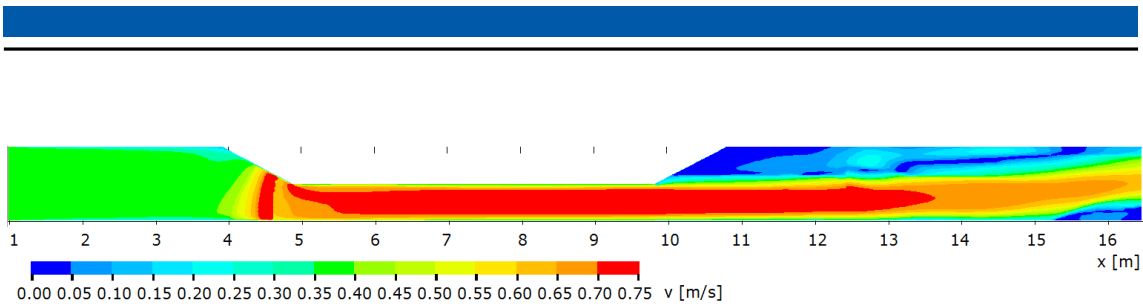


**Abb.15:** Wasserspiegellagen über Querschnitt gemittelt für  $Q = 80 \text{ l/s}$ , Vergleich der Varianten in Smor3D (Messungen (BAW) nach Minh Duc/ Rodi 2008, S. 372, Fig. 3)

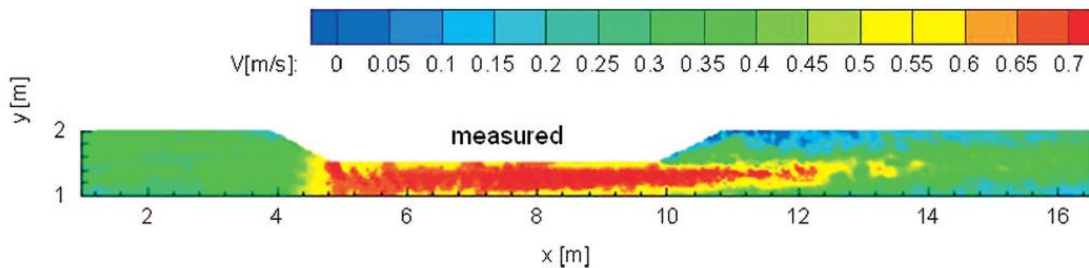
### 4.3.3 Vergleich der Oberflächengeschwindigkeiten

Auch im 3D- Modell steigt die Fließgeschwindigkeit in der Einengung im Vergleich zum Einlauf auf das Doppelte an. Im Bereich der Aufweitung ( $X = 10 \text{ m}$ ) wird eine klare Abgrenzung der Geschwindigkeitswerte an der Stelle erzeugt, wo die Gitterelemente in den Varianten 2 und 3 nachträglich modifiziert wurden. Diese Abgrenzung wird stark überschätzt simuliert, da ein Austausch des Wassers in diesem Bereich beinahe gar nicht erfolgt. Im 3D- Modell wird nun auch den äußeren Berandungen aus Beton bzw. Glas eine Oberflächenrauigkeit zugewiesen, was ein Absinken der Geschwindigkeiten in der Nähe der äußeren Berandung verursacht.





**Abb. 16:** Oberflächengeschwindigkeiten im Modell Smor3D mit  $Q = 80 \text{ l/s}$



**Abb. 17:** gemessene Oberflächengeschwindigkeiten im Laborgerinne mit  $Q = 80 \text{ l/s}$  (Minh Duc/ Rodi 2008, S. 371, Fig. 2)

Allerdings wird hier der Reibungskoeffizient der Sohle für die Rauigkeit der Wand übernommen, anstatt einen gesonderten Wert zu definieren. Dies kann besonders bei sehr unterschiedlichen Oberflächen, wie es in diesem Laborexperiment der Fall ist, zu fehlerhaften Ergebnissen führen. Die Ergebnisse aus dem numerischen Modell stimmen im Allgemeinen mit denen aus dem physikalischen Modell überein. Die Geschwindigkeiten an der Berandung sinken in den Messungen des Laborexperiments nicht so stark ab. Weise (2002, in: Bihs/ Olsen 2007) verweist hier jedoch auf die Messtechnik (Particle Tracking Velocimetry), mit der die Geschwindigkeiten ermittelt werden. Durch das Anhaften von Partikeln an der Berandung werden die Geschwindigkeiten etwas unterschätzt. Außerdem stellt sich im numerischen Modell bereits in der Einengung ( $X = 4 \text{ m}$ ) über die gesamte Breite eine höhere Oberflächengeschwindigkeit ein. Es werden Maximalgeschwindigkeiten von bis zu  $1,66 \text{ m/s}$  erreicht. Im Vergleich zum physikalischen Modell scheinen diese Werte überschätzt simuliert. Ein Anstieg der Fließgeschwindigkeit kann in diesem Modell auch erst  $0,5 \text{ m}$  später beobachtet werden. Ebenso werden hinter der Aufweitung im abgegrenzten Bereich ( $X = 10 \text{ m}$  bis  $X = 12 \text{ m}$ ) relativ geringe Geschwindigkeiten simuliert, während die Hauptströmung im Verhältnis etwas zu hohe Geschwindigkeiten aufweist. Zudem treten im numerischen Modell hinter der Aufweitung ab  $X = 12 \text{ m}$  über die gesamte Wassertiefe ständig neue



---

Rezirkulationen auf, die sich dann weiter stromabwärts bewegen. Im physikalischen Modell waren keine Rezirkulationsbereiche an der Oberfläche oder nahe der Sohle zu beobachten (Weise 2002, in: Bihs/ Olsen 2007). Aus Abbildung 16 geht nicht hervor, dass sich die Strömungsfahne hinter der Aufweitung oszillierend von der rechten zur linken Wandung bewegt.

#### **4.3.4 Kontrolle der kritischen Schubspannungsgeschwindigkeit**

Auch für das 3D- Modell wird ein Bewegungsbeginn bei einem Durchfluss von  $Q = 80 \text{ l/s}$  mit derselben kritischen Schubspannungsgeschwindigkeit von  $v_c^* = 0,069585 \text{ m/s}$  überprüft. Hier zeigt sich eine ähnliche Entwicklung wie in Variante 2 und 3 des 2D- Modells. Der Umfang der Sohländerungen übersteigt die Größe eines Korndurchmessers in diesem Modell ebenfalls nicht. Direkt zu Anfang der Simulation entwickelt sich in den ersten zwei Minuten eine Erosion am Beginn der Einengung ( $X = 5 \text{ m}$ ) an der oberen Betonwand mit einer Ablagerung wenige Zentimeter weiter stromabwärts. Die Ausmaße dieser Bereiche sind jedoch etwa zwei bis drei Mal so groß wie im 2D- Modell. Zudem ist auch eine Ablagerung unmittelbar zu Beginn der Aufweitung ( $X = 10 \text{ m}$ ) über ein Drittel der Gerinnebreite und etwa 15 cm Länge zu beobachten. Im weiteren Verlauf wird kein neues Material erodiert und auch die Ablagerungen bleiben in ihrem Umfang stabil. Der berechnete Wert für die kritische Schubspannungsgeschwindigkeit kann also für das 3D- Modell beibehalten werden, da sich der Transportvorgang kurz nach Beginn der Simulation mit Rückgang der oszillierenden Wellenbewegung einstellt.

### **4.4 Fazit der Kalibrierung**

Letztendlich ist der kalibrierte Reibungskoeffizient für die Sohle im 2D- und 3D- Modell immer noch relativ hoch angesetzt. Umgerechnet auf eine äquivalente Sandrauigkeit ergibt sich nach Umstellen von Gleichung 5 in etwa das Fünffache des Korndurchmessers ( $k_s = 5d_{50}$ ). Selbst für Naturgewässer ist dieser Wert deutlich zu

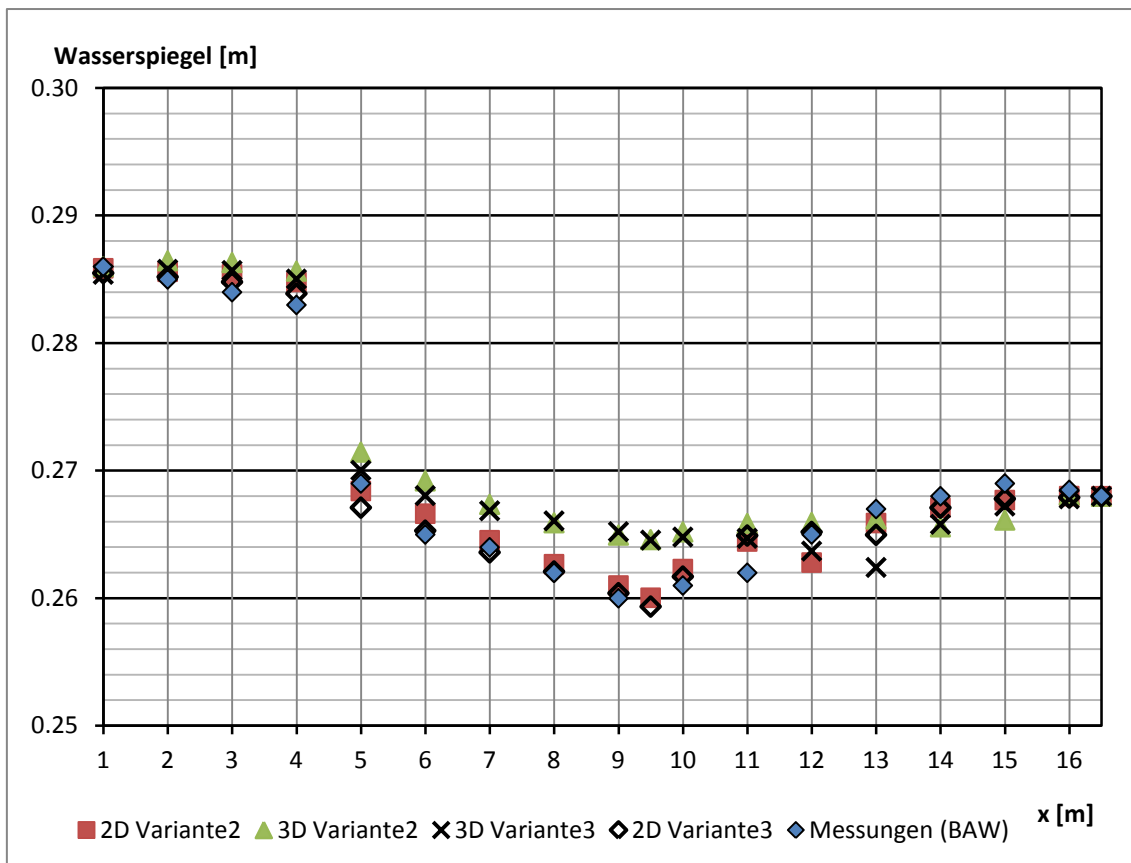
hoch angesetzt (Tab. 4). Allerdings ist die gesamte Kalibrierung in diesem Modell hauptsächlich von diesem einen Parameter abhängig. Der Reibungskoeffizient muss sowohl die Verluste durch die Sohle berücksichtigen als auch die Einengung des Gerinnes richtig wiedergeben. In der Realität kommt dann noch eine zufällige Bewegung des Wassers hinzu, was eine genaue Modellierung der wahrscheinlichkeitsbehafteten Strömungsvorgänge nur in einer hinreichend genauen Weise zulässt. Ein Einfluss der Wandrauigkeit wird darüber hinaus nur im 3D- Modell berücksichtigt, wobei für diesen Wert der Reibungskoeffizient der Sohle übernommen wird.

Zur Kontrolle wird zusätzlich noch ein Wert für den Reibungskoeffizienten aus den Labormessungen über die Sohlenschubspannung (Gl. 3) ermittelt.

$$r_f = \frac{v^{*2}}{v_m^2} = \frac{\tau_0}{\rho_w \cdot v_m^2} = \frac{g I r_{hyd}}{v_m^2} = \frac{g I r_{hyd} b^2 h_m^2}{Q^2} \quad (\text{Gl. 16})$$

Für kompakte Gerinne wird bei der Bestimmung der mittleren Sohlenschubspannung der hydraulische Radius verwendet (Naudascher 1992, S. 217-218). Eine Modifikation des Durchflusses  $Q$  bewirkt bei dieser Gleichung eine deutliche Änderung des Koeffizienten. Dies ist bei der Bestimmung über den Korndurchmesser nicht der Fall. Für  $Q = 80 \text{ l/s}$  ergibt sich mit Gl. 5 ein Reibungskoeffizient von  $r_f = 0,00546$  (Anhang B). Auch dieser Wert liegt deutlich unter den kalibrierten Koeffizienten aus Variante 2 und 3.

Insgesamt wird der Verlauf des Wasserspiegels über das gesamte Gerinne für die eingesetzten Varianten 2 und 3 bei einem Durchfluss von  $Q = 80 \text{ l/s}$  mit dem 2D- Modell besser wiedergegeben als es mit dem 3D- Modell der Fall ist. Ein Vergleich in Abbildung 18 zeigt, dass vor allem das globale Minimum im Bereich der Aufweitung durch die 3D- Modelle untertrieben simuliert wird. Hier sind außerdem auch Schwankungen im Wasserspiegel zu beobachten.



**Abb. 18:** Vergleich der kalibrierten Wasserspiegel für  $Q = 80 \text{ l/s}$  (Messungen (BAW) nach Minh Duc/ Rodi 2008, S. 372, Fig. 3)

## 4.5 Geschiebetransportsimulation

Für die Simulation der Morphodynamik werden für die Modelle Bmor und Smor3D die Gitternetzvarianten 2 und 3 verwendet. Anschließend werden die Ergebnisse für einen Durchfluss von  $Q = 150 \text{ l/s}$  über einen Zeitraum von 125 Minuten mit den Labormessungen verglichen. Dabei wird während der Berechnung der Morphodynamik die Wasserspiegelhöhe am Auslass weiterhin fixiert, um so eine zu starke Oszillation zu vermeiden.

In den Ergebnissen der morphodynamischen Simulationen sind bei der Verwendung eines morphodynamischen Faktors größer als 1, im Vergleich zur Simulation mit einem

---

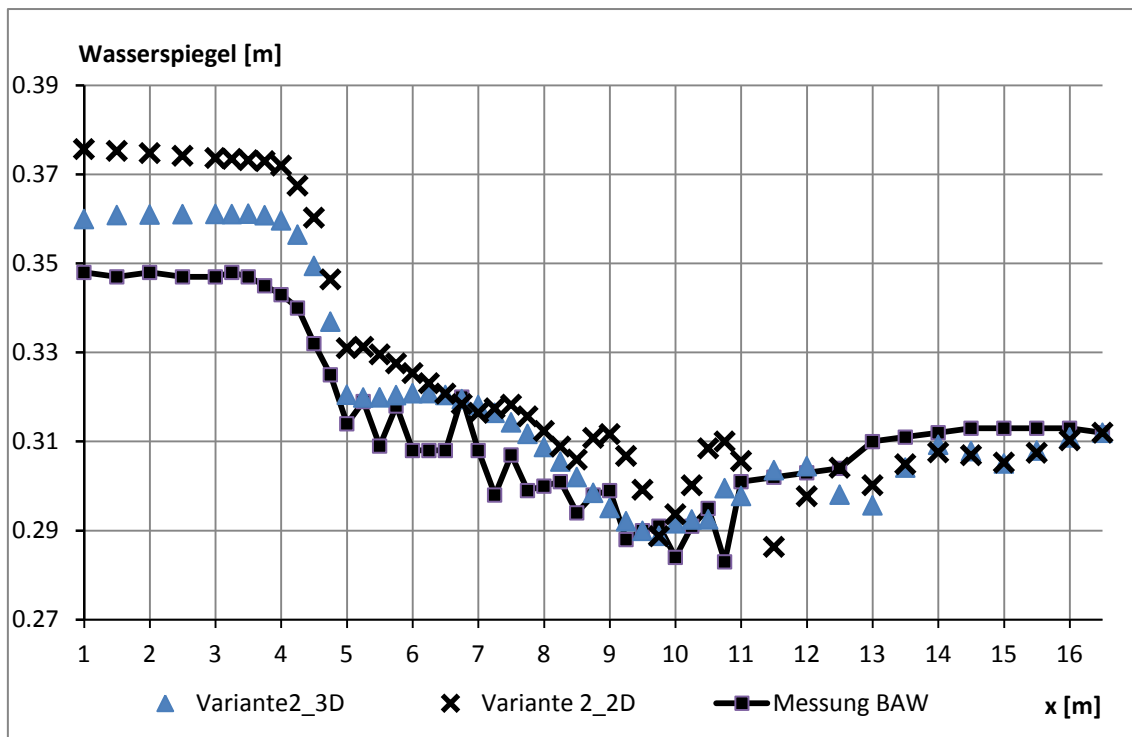
Faktor von 1, immer wieder kleine Fehler bei der Berechnung der Sohlage aufgetreten. Um Fehler durch die Verwendung eines morphodynamischen Faktors zu minimieren, werden die zweidimensionalen Berechnungen für den Sedimenttransport und die Entwicklung der Sohle mit einem Faktor von 1,0 durchgeführt. Im 3D-Modell kommt der morphodynamische Faktor jedoch auf Grund der erheblichen Zeitersparnis zum Einsatz. Der Geschiebetransport wird dabei über die Formel von Meyer-Peter und Müller berechnet.

Alle Berechnungen werden unter Linux Ubuntu 12.04 auf einem AMD Phenom X4 Prozessor mit jeweils 3,20 GHz pro Kern und 4 GB RAM ausgeführt.

#### **4.5.1 Hydrodynamische Simulation für $Q = 150 \text{ l/s}$**

Vor Beginn der morphodynamischen Simulation wird eine hydrodynamische Berechnung unter Vorgabe der Wasserspiegellage aus den Labormessungen von 0,312 m bei einem Durchfluss von  $Q = 150 \text{ l/s}$  durchgeführt, um eine starke Wellenbewegung zu Beginn der Sedimentbewegung zu verhindern und so das Ergebnis nicht zu verfälschen. Der letzte Satz (Bmor) bzw. die letzten Sätze (Smor3D) aus der Ergebnisdatei werden dafür ausgeschnitten und in der folgenden Berechnung als Startpunkt gewählt, auf die das Programm dann aufsetzt.

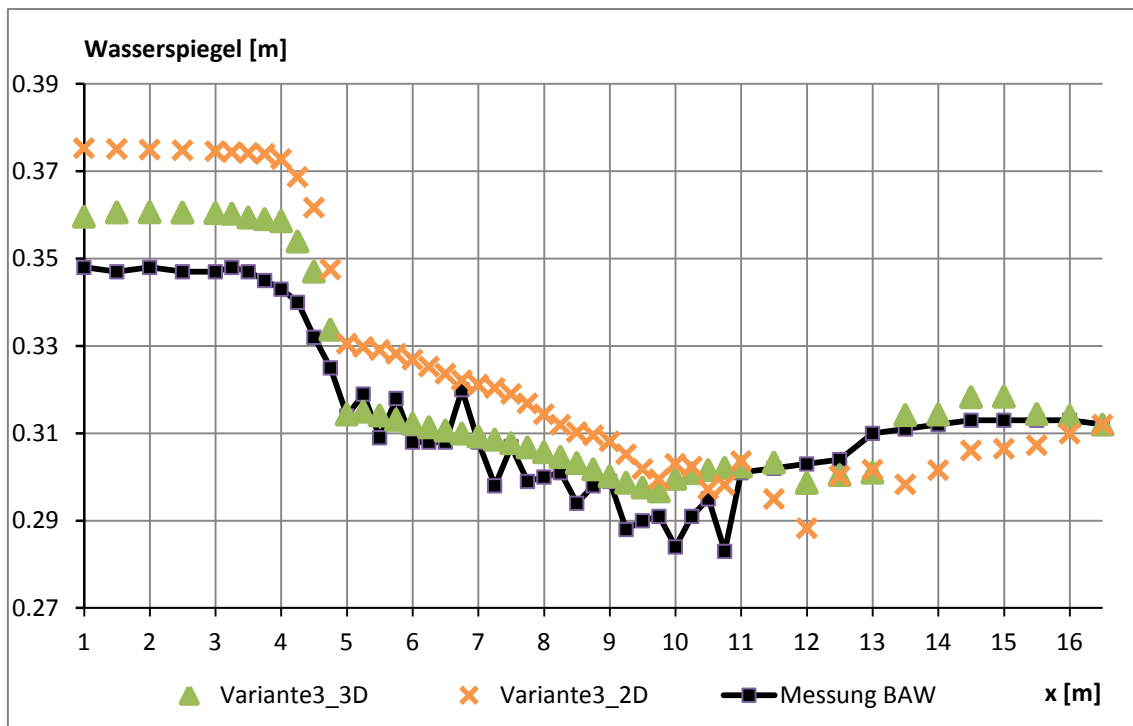
Ein Vergleich der Wasserspiegellagen für diesen Durchfluss zeigt über das gesamte Gerinne einen deutlichen Unterschied in Bezug auf den Höhenverlust. Im numerischen 2D-Modell beträgt der Gesamtverlust 6,37 cm, während im physikalischen Modell nur ein Verlust von 3,6 cm gemessen wurde. Der Gesamtverlauf des Wasserspiegels ist jedoch in etwa vergleichbar. Die in Abbildung 19 dargestellten Werte stehen exemplarisch für die Ergebnisse aus der Berechnung mit dem Gitternetz der Variante 2. Besonders im Bereich vor und nach der Aufweitung von 8 bis 13 m können hier deutliche Schwankungen der Spiegellinie sowohl stromauf- als auch stromabwärts beobachtet werden.



**Abb.19:** Wasserspiegellagen über den Querschnitt gemittelt für  $Q = 150 \text{ l/s}$ , Variante 2 in Bmor und in Smor3D (Messungen (BAW) nach Bihs / Olsen 2007, Fig. 4)

Der Resultate aus Variante 3 sind mit diesen vergleichbar (Abb. 20). Auch hier verursacht die Aufweitung als Störquelle Wellenbewegungen in beiden Richtungen des Gerinnes. Ein stationärer Abfluss stellt sich in diesem Fall nicht ein. Diese Beobachtungen wurden auch in den Laborexperimenten gemacht (Weise 2002, in: Bihs/ Olsen 2007). Hier wird die Wasseroberfläche als extrem turbulent, unregelmäßig und mit stehenden Wellen sowie einem örtlich ständig schwankenden Wasserspiegel über die Zeit beschrieben.

Bei dem Versuch, den Reibungskoeffizienten im 2D- Modell nachträglich nach unten zu korrigieren, verstärkt sich die Oszillation in der numerischen Simulation zunehmend. Der Wasserspiegel am Einlass sinkt selbst bei einer Halbierung des Koeffizienten nur um 0,96 cm ab und liegt damit im Vergleich zum physikalischen Modell immer noch 1,71 cm zu hoch. Darüber hinaus findet bei der anschließenden morphodynamischen Simulation kaum noch eine Sedimentbewegung statt.



**Abb. 20:** Wasserspiegellagen über den Querschnitt gemittelt für  $Q = 150 \text{ l/s}$ , Variante 3 in Bmor und in Smor3D (Messungen (BAW) nach Bihs / Olsen 2007, Fig. 4)

Die Ergebnisse des dreidimensionalen Modells stimmen insgesamt besser mit den Labormessungen überein. Auch die Differenz in Bezug auf den Höhenverlust ist in diesem Fall deutlich geringer. Bei einem Reibungskoeffizienten von  $r_f = 0,0095$  stellt sich ein Verlust von 0,348 m über das gesamte Gerinne ein. Dazu sind die Schwankungen in der Aufweitung geringer als im 2D- Modell. Allerdings sind hier besonders im Bereich der Einengung starke Schwankungen des Wasserspiegels über den Querschnitt zu beobachten.

---

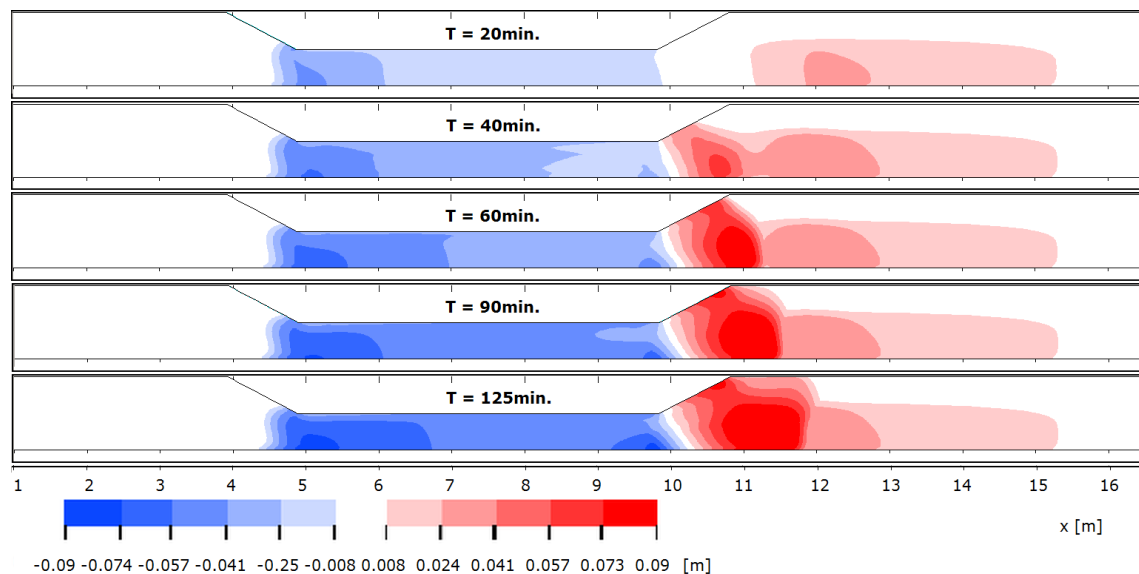
## 5 Ergebnisse und Diskussion

---

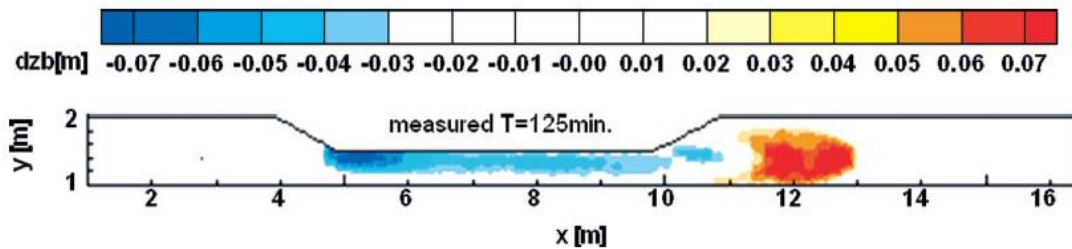
### 5.1 Morphodynamische Simulationsberechnung mit Bmor

#### 5.1.1 Ergebnisse und Validierung der Simulation

In Abbildung 21 sind die Entwicklung der Sohle zu verschiedenen Zeitschritten und das Endergebnis nach 125 Minuten abgebildet. Bereits nach 20 Minuten zeigt sich eine Erosion des Sediments über die gesamte Einengung mit einem Kolk bei etwa 5 m an der Glaswand, obwohl die maximalen Geschwindigkeiten auf der anderen Seite des Gerinnes auftreten. An dieser Stelle liegt ein lokales Minimum der Wasserspiegellinie vor und die Fließgeschwindigkeit steigt stark an. Das erodierte Material setzt sich zu Beginn des Versuchs (20 min) im unteren Bereich (Glaswand) des hinteren Gerinneabschnitts bei geringeren Fließgeschwindigkeiten insbesondere bei 12 bis 13 m wieder ab.



**Abb. 21:** Entwicklung der Sohlage der numerischen Simulation zu verschiedenen Zeitpunkten (2D, Variante 3)



**Abb. 22:** Ergebnis der Labormessungen für Sohlenentwicklung (Minh Duc/ Rodi 2008, S. 374, Fig. 7)

Das Sohlmaterial wird über die gesamte Breite des eingengten Abschnitts erodiert, wobei sich der hauptsächliche Anteil im unteren Wandungsbereich (Glaswand) bewegt. Im weiteren Verlauf bildet sich ein zweiter Auflandungsbereich direkt in der Aufweitung (10,5 bis 11,5 m). Dieser wandert mit der Zeit langsam weiter stromabwärts und verlagert die Hauptströmung dadurch in den oberen Bereich (Betonwand) des Gerinnes. Durch diesen Strömungswiderstand entsteht im Verlauf der Simulation eine weitere Auskolkung vor der Aufweitung ( $X = 10$  m). Die Ausmaße der beiden Kolke nehmen in Tiefe und Länge über die Zeit zu. Dabei wird die maximale Tiefe des ersten Kolkes in der Einengung von 0,805 m am Ende der Simulation (125 min) noch von der Tiefe des zweiten Kolkes vor der Auflandung mit 0,840 m übertroffen. Im physikalischen Modell (Abb. 22) entwickelt sich im Bereich der Einengung ebenfalls eine Auskolkung. Sie liegt hier jedoch auf der anderen Seite des Gerinnes und ist mit 0,0400 m nur halb so groß ausgeprägt (Lai/ Greimann 2010, S. 386). Auch die Erosion von Sohlmaterial passiert hier nur über die obere Hälfte des Gerinnes (Betonwand). Außerdem wurde das transportierte Sediment noch weiter stromabwärts befördert, bevor es sich im Bereich von 11,5 bis 13 m in einer länglichen Düne wieder abgesetzt hat. Im numerischen Modell ist die Auflandung mehr über die Breite verteilt und liegt etwa 1 m weiter stromaufwärts. Die Auskolkung vor der Auflandung ist auch im physikalischen Modell zu beobachten, jedoch ist hier die Tiefe wie bei der ersten Auskolkung um mehr als die Hälfte geringer. Die Positionierung wird in der numerischen Simulation wiederum auf der falschen Seite und wie auch die Auflandung etwa einen Meter zu weit vorn angegeben.



---

Im Vergleich der Varianten stimmen die Ergebnisse von Variante 3 besser mit den Labormessungen überein. In Variante 2 setzt sich das Sediment bereits früher wieder ab und wird noch mehr über die Breite verteilt. Die Transportrate ist jedoch in beiden Varianten etwas überinterpretiert worden.

### **5.1.2 Diskussion und Vergleich der Ergebnisse mit wissenschaftlichen Veröffentlichungen**

Insgesamt passen Erosion und Auflandung der Simulation mit dem physikalischen Modell nur bedingt überein. Die Position des Kolkes wird auf der falschen, gegenüberliegenden Seite berechnet und der Bereich der Auflandung beginnt unmittelbar am Ende der Einengung ( $X = 10 \text{ m}$ ). Auch Marek und Dittrich (2004) sowie Weise (2002) beschreiben diese Erkenntnisse aus ihren Simulationen mit einem 2D-Modell (zit. n. Lai/ Greimann 2010, S. 383). Als Grund für jene Fehlinterpretation nennen sie eine fehlende Berücksichtigung von dreidimensionalen Strömungseffekten sowie Defizite im Turbulenzenmodell. Für ein kompaktes Gerinne ist der Effekt der Sekundärströmung durchaus von Bedeutung. Durch die Berücksichtigung dieses Effekts in den Berechnungen des 2D-Modells Bmor werden jedoch keine besseren Ergebnisse erzielt. Darüber hinaus werden auch die Tiefe der Auskolkung und die Höhe der Auflandung bei der Simulation überinterpretiert. Hier könnte eine Unstimmigkeit bei der Erstellung bzw. Modifikation des Gitternetzes vorliegen. Wie bereits bei der Kalibrierung in Kapitel 4.2.1 festgestellt wurde, ist die richtige Darstellung der Strömung in der Aufweitung im Modell Bmor abhängig von der Gitternetzstruktur. Nur durch eine klare Abgrenzung in diesem Bereich, mit parallel zur Wandung verlaufenden Elementkanten, kann ein mit den Laborergebnissen vergleichbares Resultat erzielt werden. Der mit diesem Modell kalibrierte Reibungskoeffizient musste relativ hoch angesetzt werden, um den Höhenverlust aus den Labormessungen nachzubilden. Die Änderung der Gitternetzstruktur bewirkte zwar eine Absenkung dieses Parameters, allerdings liegt er immer noch deutlich höher als in den Modellen der anderen Veröffentlichungen (Tab. 2 und Tab. 8). Auch die Position der Ablagerung wird mit einem 2D-Modell weniger erfolgreich simuliert. Die Abgrenzung der Elemente sollte eine rasche Geschwindig-

---

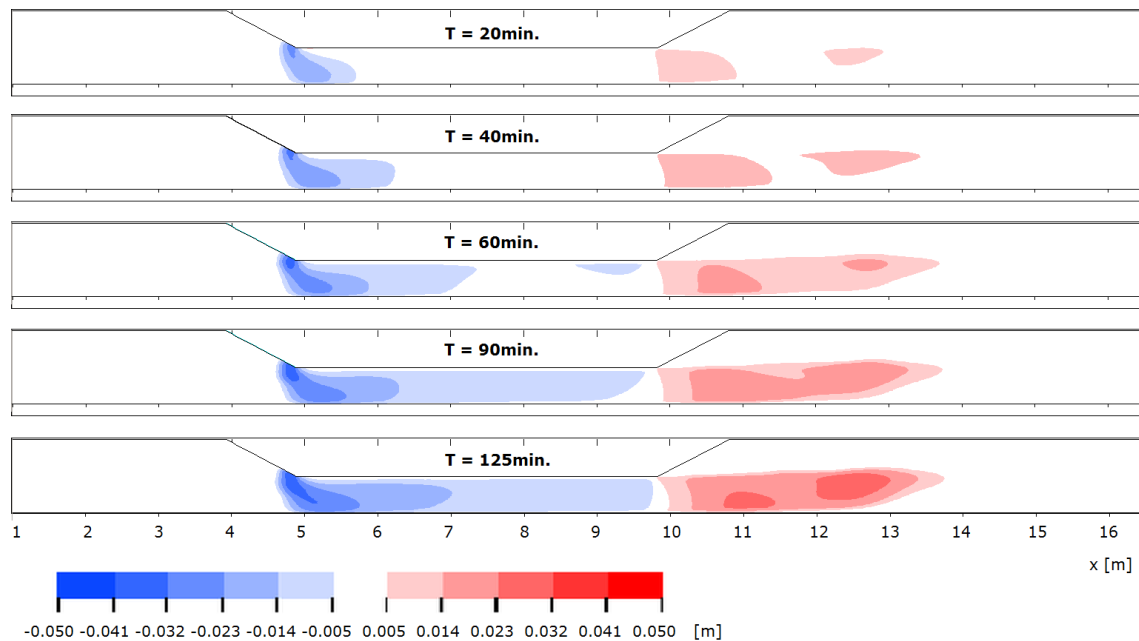
keitsabnahme in der Aufweitung verhindern und somit für eine Ablagerung der Sedimente weiter stromabwärts sorgen.

## **5.2 Morphodynamische Simulationsberechnung mit Smor3D**

### **5.2.1 Ergebnisse und Validierung der Simulation**

Die Ergebnisse für die morphodynamische Simulationsberechnung mit dem Modell Smor3D der Variante 3 mit einem morphodynamischen Faktor von 5,0 sind in Abbildung 23 dargestellt. Durch den Einsatz des morphodynamischen Faktors verkürzte sich die Simulationszeit von 7500 s auf 1500 s. Auch bei diesem Modell bildet sich im Bereich der Einengung eine Auskolkung aus. Im Vergleich zum 2D- Modell wird der Kolk in diesem Fall aber an der richtigen Stelle direkt an der Betonwand lokalisiert. Im weiteren Verlauf verlagert sich diese Erosion stromabwärts und gleichzeitig in Richtung der gegenüberliegenden Gerinneseite. Die maximale Kolktiefe nach 125 Minuten wird mit 0,041 m direkt an der Betonwand erreicht. Verglichen mit dem physikalischen Modell entwickelt sich die Erosion zu weit ins Zentrum des Gerinnequerschnitts. In den Laborexperimenten hingegen beschränkte sich der Transportvorgang im Wesentlichen auf die in Fließrichtung linke Wandungsseite (Abb. 22). Das Geschiebevolumen ist im 3D- Modell um einiges geringer als im 2D- Modell und den Laborexperimenten. Daher musste in Abbildung 22 auch die Skala für die Sohländerung angepasst werden. Im Verlauf der Simulation setzt sich das transportierte Material auch in diesem Modell in zwei Bereichen hinter der Einengung ab. Die endgültigen Sohllagen der Auflandungen sind im Vergleich zum physikalischen Modell allerdings nur halb so stark um maximal 0,031 m angewachsen. Die Sedimentation beschränkt sich dabei maßgeblich auf den unteren Bereich des Gerinnes. Ein Austausch mit dem darüber liegenden Bereich, in welchem die Rezirkulationen beobachtet werden konnten, scheint nicht stattzufinden, da sich das Material bei geringeren Fließgeschwindigkeiten sonst hier ablagern würde. Das Problem der falsch berechneten Position der Ablagerung tritt auch im 3D- Modell wieder auf. In diesem Fall setzte sich das Material sogar über eine Länge von drei Metern ( $X = 10,5 \text{ m}$  bis  $X = 13,5 \text{ m}$ ) ab. Der Grund hierfür könnte in dem verlängerten

Strömungsabschnitt liegen, in dem hohe Fließgeschwindigkeiten vorherrschen, die sich mit der Zeit nicht wieder auf den gesamten Querschnitt ausweiten (Abb. 16). Dadurch wird eine Sedimentation über die Fließlänge verteilt und kann sich nicht wie in den Messungen über die Breite entwickeln.



**Abb. 23:** Entwicklung der Sohlage der numerischen Simulation zu verschiedenen Zeitpunkten (3D, Variante 3 mit MF = 5,0)

### 5.2.2 Diskussion und Vergleich der Ergebnisse mit wissenschaftlichen Veröffentlichungen

Die Position der Auskolkung in der Einengung wird auch in den anderen Veröffentlichungen durch 3D- Modelle auf der richtigen Seite simuliert. Allerdings ergibt sich hier in jedem Modell im Verlaufe der Zeit ebenfalls eine Entwicklung der Erosion ins Zentrum des Gerinnes. Dieser Verlauf war in den Labormessungen nicht zu beobachten. Lai und Greimann (2010) vermuten die Ursache hierfür in instationären dreidimensionalen Strömungsphänomenen wie einem Strömungsabriss. Diese können weder durch ein 2D- Modell, noch durch ein 3D- RANS- Modell (Reynolds-gemittelte Navier- Stokes- Gleichungen) exakt berechnet werden. Bihs und Olsen (2007) empfehlen für die

---

korrekte Berücksichtigung von turbulenten Fluktuationen die Verwendung einer Large Eddy Simulation (LES). Dadurch könnte eventuell auch das Problem der Rezirkulationen im hinteren Gerinneabschnitt gelöst werden. Die entscheidende Problemstellung ist jedoch die Darstellung der Auflandung hinter der Einengung. Die Ergebnisse aus den dreidimensionalen Modellen sind unterschiedlich. Bihs und Olsen (2007) berichten von Schwierigkeiten, das richtige Auflandungsmuster zu reproduzieren. Trotz umfangreicher Sensitivitätsanalysen mit verschiedenen Parametern konnte die Sedimentation im Bereich der Aufweitung nicht adäquat berechnet werden. Als Ergebnis ist jedoch ein kürzerer, signifikanter Auflandungsbereich gegenwärtig als es mit Modell Smor3D erzielt wurde. Ein deutlich besseres Ergebnis in diesem Abschnitt konnten Minh Duc und Rodi (2008) mit der Anwendung einer Nicht- Gleichgewichts- Geschiebetransportformel („nonequilibrium bed load transport“) erreichen. Dadurch wurde eine sehr gute Reproduktion der Messergebnisse in der Aufweitung besonders in Bezug auf die richtige Position realisiert.

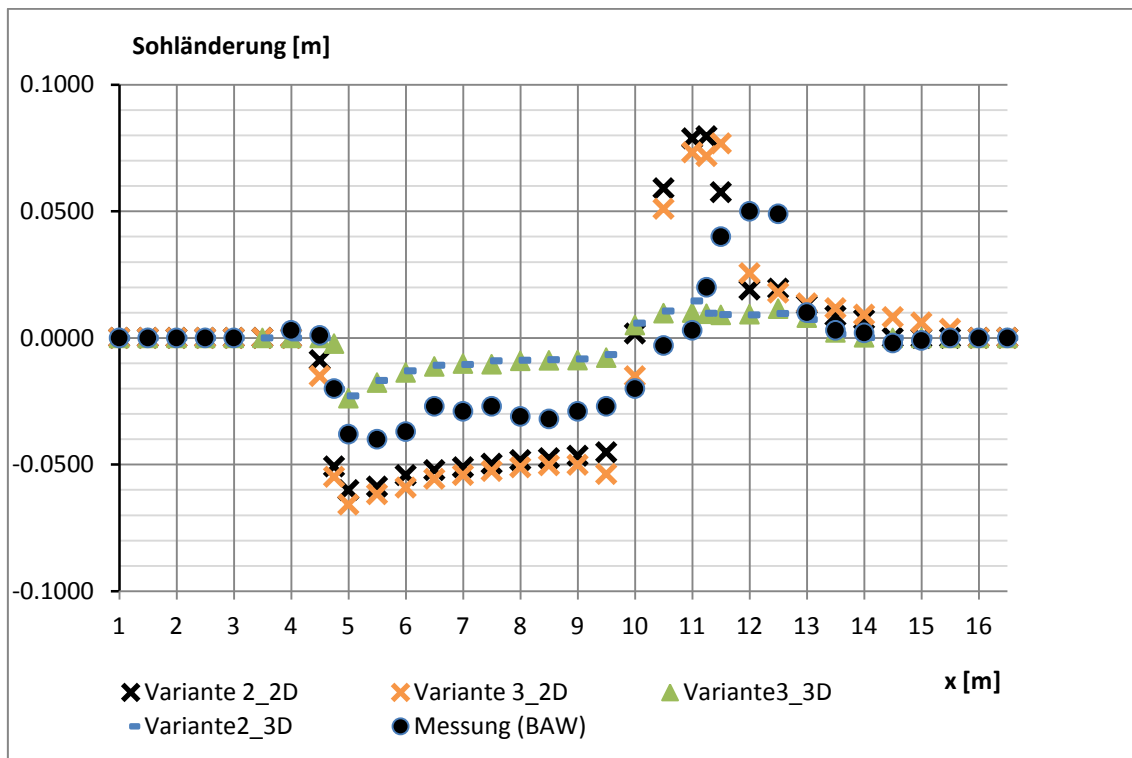
## **5.3 Vergleich der Ergebnisse**

Insgesamt werden die Messergebnisse aus den Laborversuchen durch das 3D- Modell besser widergegeben als es mit dem 2D- Modell möglich war. Die Auskolkung konnte auf der richtigen Seite des Gerinnes lokalisiert werden, auch wenn sich diese im Verlauf der Simulation zu weit in die Mitte des Gerinnes ausbreitet. Die Wasserspiegellage war für einen Durchfluss von  $Q = 150 \text{ l/s}$  entsprechend den Messungen in Bezug auf den Höhenverlust ebenfalls übereinstimmender. Maximale Abweichungen ergeben sich für beide Modelle im Auflandungsbereich, wo sich das Material zu früh in der Aufweitung absetzt.

### **5.3.1 Vergleich der Sohländerung**

Eine Gegenüberstellung der Sohlenentwicklung für die beiden Modelle zeigt den deutlichen Unterschied sowohl im Bereich der Einengung als auch nach der Aufwei-

tung. Verglichen mit den Messungen aus den Laborexperimenten kann keines der beiden Modelle die Höhenänderung der Sohle richtig wiedergeben. Während die Ergebnisse des 2D- Modells die Sohländerungen überinterpretieren, werden diese im 3D- Modell zu niedrig berechnet. Für beide Modelle wird jedoch die frühzeitige Auflandung im Bereich der Aufweitung ersichtlich, die in den Messungen erst weiter stromabwärts beobachtet werden konnte. Zwischen den Varianten selbst ergeben sich keine wesentlichen Unterschiede, sodass die unstrukturierten Bereiche der Gitternetz- elemente als Grund für diese Fehlinterpretation ausgeschlossen werden kann. In einer weiterführenden Sensitivitätsanalyse könnte allerdings der Einfluss der Gitternetzstruk- tur auf das Modell Bmor im Detail untersucht werden. Dabei sind z.B. Variationen in der Auflösung der Gitternetzstruktur oder bei der Wahl des Diskretisierungsrasters unter Berücksichtigung von Form und Strukturierung der Elemente möglich. Diese Erkennt- nisse könnte dann im Folgenden auf das 3D- Modell übertragen werden.



**Abb. 24:** Änderung der Sohle über den Querschnitt gemittelt mit Bmor (2D) und Smor3D in Variante 2 + 3 bei  $Q = 150 \text{ l/s}$  (Messung (BAW) nach Minh Duc/ Rodi 2008, S. 373, Fig. 6)

### 5.3.2 Einfluss des morphodynamischen Faktors auf die Sohländerung

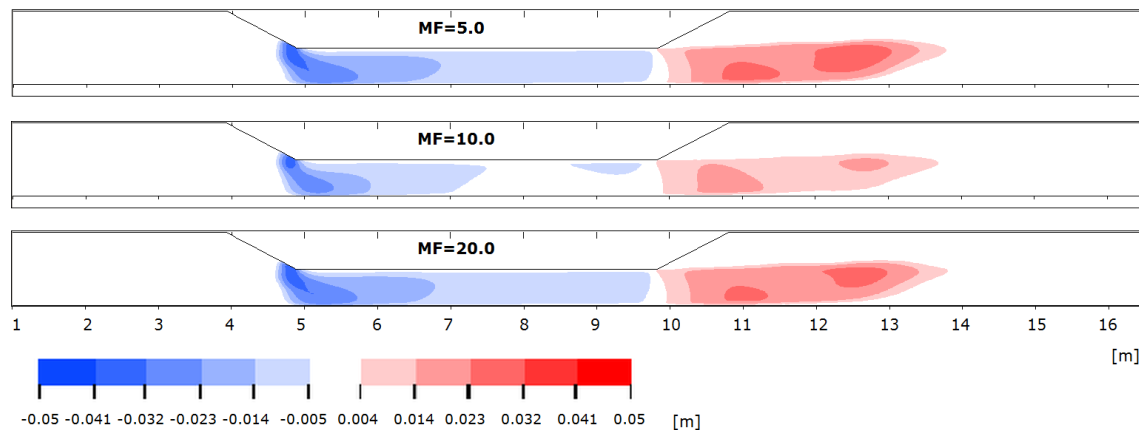
Der morphodynamische Faktor kann die Simulationszeit einer Berechnung vor allem im 3D- Bereich deutlich verkürzen. Durch die Beschleunigung der morphodynamischen Vorgänge im Verhältnis zu den hydrodynamischen Abläufen können jedoch vor allem bei einem zu hoch gewählten Faktor Fehler bei den Berechnungen entstehen, die es bei der Ergebnisinterpretation zu berücksichtigen gilt.

Dimension	Variante	Morphodynamischer Faktor [-]	simulierte Zeit [s]	benötigte Rechenzeit [h]
2D	2	1	7 500	11,5
2D	2	10	750	1,2
3D	2	10	750	17,2
3D	2	5	1 500	34,4

**Tab. 6:** benötigter Rechenaufwand auf einem AMD Phenom X4 (4x3,20 GHz) für numerische Modelle in 2D und 3D unter der Verwendung eines morphodynamischen Faktors für eine Labormessung von 7500 s (125 min)

Um den Einfluss des Faktors auf die Berechnungsergebnisse weitergehend zu untersuchen, wurden Simulationen für die Labormessung über einen Zeitraum von 125 Minuten mit verschiedenen Werten für MF gestartet (Tab. 6). Vor allem in der 3D- Modellierung konnte der Zeitaufwand für die Berechnungen dadurch enorm reduziert werden. Die Abweichungen in den globalen Extremwerten, insbesondere im Bereich der Auflandung, werden bei der Betrachtung unterschiedlicher morphodynamischer Faktoren besonders deutlich. Auch die Position der Bereiche, wo sich das Sediment vorwiegend ablagert kann sich hierbei verändern. Eine Steigerung des Faktors ist jedoch nicht gleichbedeutend mit einer Vervielfachung der Differenz in Bezug auf die Sohländerung der Auflandung (Abb. 24). Das Problem der fehlinterpretierten Sohländerungen im 3D- Modell könnte also durch die Verwendung dieses Faktors verursacht werden. Für eine Bestätigung dieser Vermutung sind jedoch weitere

Untersuchungen des Modells bei einem Faktor von 1 sowie eine höhere Rechenleistung notwendig, da die Berechnung einer Simulation auf diesem System über eine Woche (ca. 172 h) in Anspruch nehmen würde. Um vorab in kurzer Zeit einen Überblick über den Verlauf der Sohlenentwicklung zu erhalten, ist der Faktor jedoch geeignet.



**Abb. 25:** Ergebnisse der morphodynamischen Simulation von Variante 3 mit Smor3D für 125 Minuten bei unterschiedlichen Morphodynamischen Faktoren

---

## 6 Zusammenfassung und Ausblick

---

Eine Serie von Laboruntersuchungen wurde an der Bundesanstalt für Wasserbau in Karlsruhe durchgeführt, um die Entwicklung von Kolken an der Sohle von Einengungen für ein nicht-kohäsives, einförmiges Sediment zu untersuchen und damit einen Testfall für die numerische Simulation zu schaffen. Dieselben Fälle wurden bereits in mehreren Veröffentlichungen mit Hilfe von 2D- und 3D-Modellen analysiert. Dabei traten besonders in Bezug auf die Lokalisierung des Auflandungsbereichs deutliche Unterschiede auf. Im Rahmen dieser Bachelorarbeit wurden verschiedene Simulationen sowohl mit einem 2D-Modell als auch mit einem 3D-Modell durchgeführt, um den Testfall der Gerinneeinengung unter Laborbedingungen nachzustellen.

Bevor die morphodynamische Simulation gestartet werden konnte, muss das numerische Modell vorab bei einem Durchfluss von  $Q = 80 \text{ l/s}$  kalibriert werden. Bei der Kalibrierung des Modells über die Wasserspiegel und die Fließgeschwindigkeiten wurde allerdings festgestellt, dass die Darstellung der Strömung in der Aufweitung stark von der Gestaltung der Gitterelemente an dieser Stelle abhängig ist. Dadurch ergaben sich auch erhebliche Unterschiede für den Reibungskoeffizienten  $r_f$ . Im Vergleich zu den vorab berechneten Reibungsbeiwerten aus den Daten der Labormessungen und Werten aus anderen Veröffentlichungen musste dieser sehr hoch angesetzt werden, um den gemessenen Höhenverlust zu erreichen. Auch für den späteren Durchfluss von  $Q = 150 \text{ l/s}$  für die Untersuchung der Sohlenentwicklung ergibt sich für die kalibrierten Reibungskoeffizienten im zwei- und dreidimensionalen Modell keine optimale Simulation der Wasserspiegellinien aus den Labormessungen.

Die Ergebnisse der morphodynamischen Modellierung des 2D-Modells stimmen insgesamt nur bedingt mit den Labormessungen überein. Sowohl in der Einengung als auch in der Aufweitung der Gerinneabschnitte liegen Unterschiede zwischen den berechneten und den gemessenen Sohlenentwicklungen vor. Die Auskolkung im Bereich der Einengung wird mit einer doppelt so großen maximalen Kolkentiefe auf der falschen Seite lokalisiert. Während die Erosion im mittleren Abschnitt bis zur



---

Aufweitung im numerischen Modell überwiegend in der unteren Hälfte des Gerinnes an der Glaswand liegt, beschränkt sich diese im physikalischen Modell auf die obere Seite der Betonwand. Mit dem 3D-Modell werden in diesem Bereich deutlich bessere Ergebnisse erzielt. Nicht nur die Position des Kolkes sondern auch dessen Tiefe werden angemessen dargestellt. Im weiteren Verlauf ergibt sich jedoch auch eine Entwicklung der Erosion in das Zentrum des Gerinnequerschnitts, welche sich in den Labormessungen dagegen weiter entlang der Wand ausdehnte. Für den Bereich der Auflandung ergaben sich für beide Modelle Unstimmigkeiten in Bezug auf die Position und Größe der Akkumulation. Die Ergebnisse der Labormessungen zeigen eine Auflandung des transportierten Materials etwa 1,5 m hinter der Aufweitung, die in beiden numerischen Modellen weiter stromaufwärts in der Einengung simuliert wurde. Während im 2D-Modell die gesamte Transportmenge überhöht dargestellt wird, fällt die Sohländerung im 3D-Modell im Vergleich zu den Messungen zu niedrig aus.

Insgesamt war mit dem 2D-Modell kein adäquates Ergebnis zu erzielen. Das 3D-Modell hingegen zeigte im Bereich der Einengung gute Übereinstimmungen mit den Messergebnissen. Für eine Interpretation der minderwertigen Simulation der Geschiebemengen sind weitere Untersuchungen notwendig. Als mögliche Parameter respektive Variationen wurden hier der morphodynamische Faktor und die Diskretisierung des Geländemodells erarbeitet. Darüber hinaus sollte auch ein fraktionierter Geschiebetransport in Betracht gezogen und die Wahl des Turbulenzmodells überdacht werden.

Numerische Modelle werden heutzutage im Zuge der Anlagenplanung immer mehr als Alternative für physikalische Modelle eingesetzt, da sie den Aufwand für eine Simulation in Form von Zeit und Kapital deutlich reduzieren und in ihrer Handhabung wesentlicher flexibler zu bedienen sind. Doch bei all diesen Vorteilen bedarf es dennoch immer einer Validierung der Numerik anhand von physikalischen Modellen. Erst hier entscheidet sich, wie gut die komplexen Vorgänge in Strömung und Morphodynamik

---

durch das Modell widergegeben werden können. Bei der Interpretation der Ergebnisse einer solchen Berechnung durch den Anwender ist ein gewisses Maß an Erfahrung erforderlich, um die Genauigkeit der Datensätze zu berücksichtigen und Problemstellen richtig zu analysieren. Zwar werden mit 3D- Modellen durch zusätzliche Effekte des Turbulenzmodells und dreidimensionale Strömungseffekte mittlerweile relativ genaue Ergebnisse geliefert, dennoch erfordern sie hohe Rechenkapazitäten und benötigen so einen vergleichsweise hohen Zeitaufwand. Daher ist die erfolgreiche Berechnung von Kolken und der folgenden Auflandung mit einem numerischen 2D- Modell in diesem Fall aktuell so bedeutsam. So bedarf es auch in Zukunft einer Weiterentwicklung der numerischen Modelle auf Grundlage von neuen Erkenntnissen in den physikalischen Prozessen der Hydrodynamik.

---

## Anhang

---

### Anhang A - Programmstruktur und Erläuterung inkl. Auszug aus den Parameterdateien für Bmor und Smor3D

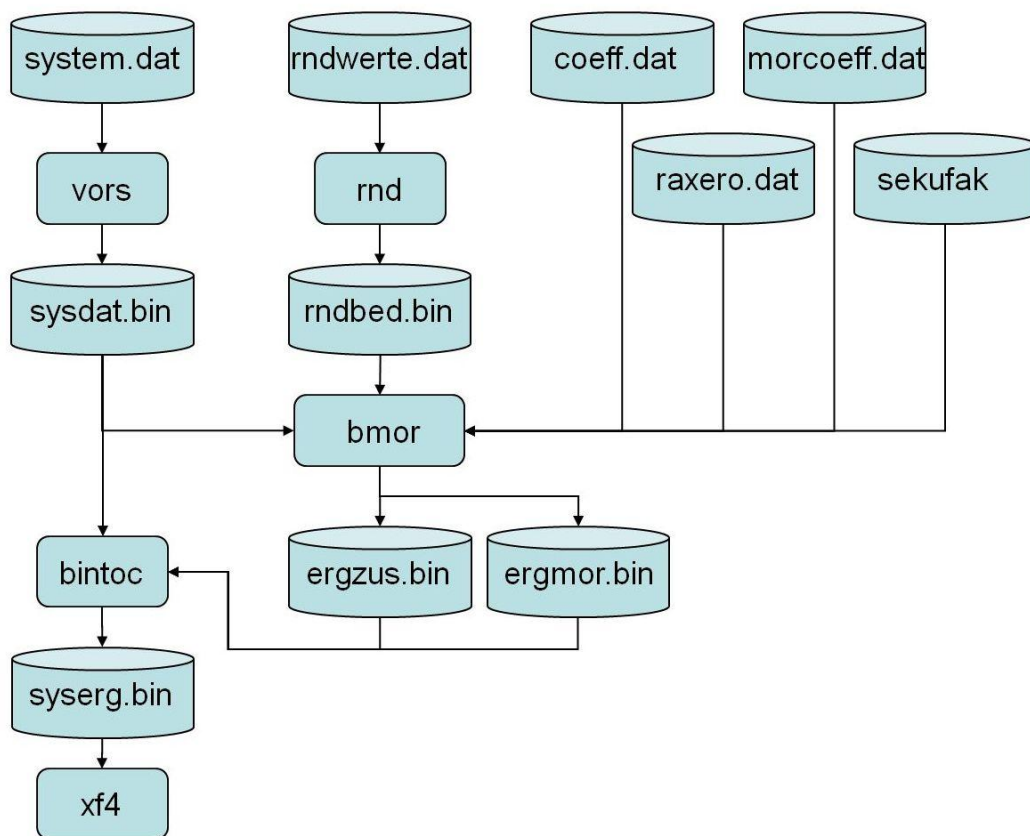


Abb. 26: Programmstruktur Bmor (Mewis, P. 2013)

Die Programme *vors*, *rnd* und *bintoc* dienen als Konvertierungsprogramme für die jeweiligen Eingabedateien oberhalb. Die hydrodynamischen Ergebnisdaten der Berechnungen werden in *ergzus.bin* ausgegeben, die Ergebnisdaten für die morphodynamische Entwicklung in *ergmor.bin*. In *xf4* wird die konvertierte Ergebnisdatei *syserg.bin* dann grafisch dargestellt und analysiert. Die *sekufak*- Datei wird nur im zweidimensionalen Bereich angewendet, um hier Sekundärströmungen zu berücksichtigen.

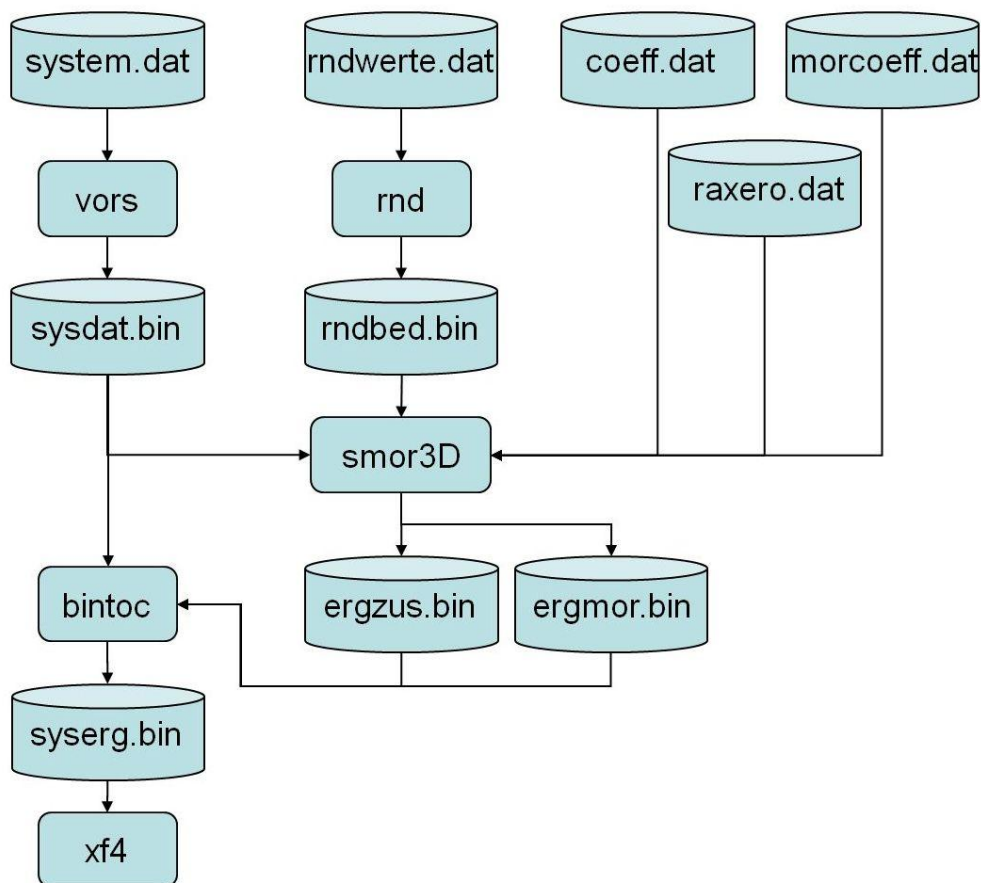


Abb. 27: Programmstruktur Smor3D (Mewis, P. 2013)

---

## Parameterdateien

### ***sekufak*** (Parametereinstellungen für Sekundärströmung)

---

1. Faktor U Drehung  
0. Faktor hgrad  
100. Verzögerung Nachlauf

### ***morcoeff.dat*** (morphodynamische Parametereinstellungen)

---

1. morphodynamischer Faktor #Verhältnis zwischen Hydrodynamik  
#und Morphologischer Entwicklung  
0.069585V\_krit^\* kritische Schubsp.-Geschw. 5,5mm  
1.0 Faktor fuer Sohlformen #(1.0 = keine Sohlform)  
1.0 Hangtrieb # Hangrutschung  
0.02 mindepth # Nass/Trockengrenze [m]

### ***coeff.dat*** (hydrodynamische Parametereinstellungen)

---

.000 Anfangszeit #Beginn der Simulation  
3000. Endzeit #Dauer der Simulation [s]  
0.0015 Zeitschritt #Zeitschritt fuer die Berechnungen in  
#Anlehnung an den CFL-Wert  
20.0 0. 0 0 Tapeinterval #Zeitintervall fuer das Schreiben von  
#Ergebnissaetzen  
19 Anz. der Schichten vertikal #im 3D-Modell  
-100. 0.02 0.04 0.06 0.08 0.1 0.12 0.14 0.16 0.18 0.2 0.22 0.24  
0.26 0.28 0.3 0.32 0.34 0.36 100. 0.01 Schichtgrenzen und  
Bodenschichtst. #Bodenschicht knapp über der Sohle  
0.0050 ^= Z0=1.e-11 #Reibungskoeffzientrf  
0.001 Hor. Austausch#Diffusion  
1.00 1. Vert. Austausch#nur im 3D-Modell  
0.005 "DELTAH" #Wert für Trockenfallen (nur 3D-Modell)  
.true. FILTERT  
0.0 ANFwertfuer H  
ergzus.bin Name der Ergebnisdatei  
1 bei Satznummer <- aufsetzen 0= nicht aufsetzen  
0.000 Coriolisbeiwert bei 54.75 Grad Nord  
0 0.  
0 0.  
0. 0.

---

---

***rndwerte.dat* (Vorgaben für Randknoten: spezifischer Durchfluss, Wasserspiegel am Auslass)**

---

```
c Gebiet:
c Gesamtzahl der Knotennummern mit zeitlich variablen Randbedingungen:
    99
c Zeitintervall für die Aufbereitung der Randwerte:
    50000.
c Anzahl der Knotennummern mit identischen Randwerten:
    33
C Art der Randwerte (0=Qx, 1=Qy, 2=H, 3=S):
    0
c Art der Randfunktion (1=COS, 2=LIN, 3=SPLINE): #Art der
                                                #Interpolation
    2
c Randwert-Intervalle: Gesamtzahl; Anzahl/Periode:
    1 1
C Randwerte: Translation Spreizung(Zeit) Spreizung(Ordinate):
    0.0 1.0 1.0
c Knotennummern fuer die folgenden interpolierten Werte gelten:
928 929
930 931 932 933 934 935 936 937 938 939
940 941 942 943 944 945 946 947 948 949
950 951 952 953 954 955 956 957 958 959
    0
C Randwerte aus Messungen
C [s] H[m] #bzw. q[m^3/(m*s)]
    0 0.13
    50000 0.13
c Anzahl der Knotennummern mit identischen Randwerten:
    33
C Art der Randwerte (0=Qx, 1=Qy, 2=H, 3=S):
    1
c Art der Randfunktion (1=COS, 2=LIN, 3=SPLINE):
    2
c Randwert-Intervalle: Gesamtzahl; Anzahl/Periode:
    1 1
C Randwerte: Translation Spreizung(Zeit) Spreizung(Ordinate):
    0.0 1.0 1.0
c Knotennummern fuer die folgenden interpolierten Werte gelten:
928 929
930 931 932 933 934 935 936 937 938 939
940 941 942 943 944 945 946 947 948 949
950 951 952 953 954 955 956 957 958 959
    0
C Randwerte aus Messungen
C [s] H[m]
    0 0.0
    50000 0.0
c Anzahl der Knotennummern mit identischen Randwerten:
    33
C Art der Randwerte (0=Qx, 1=Qy, 2=H, 3=S):
    2
```

---

```

c Art der Randfunktion (1=COS, 2=LIN, 3=SPLINE):
    2
c Randwert-Intervalle: Gesamtzahl; Anzahl/Periode:
    1  1
C Randwerte: Translation  Spreizung(Zeit)  Spreizung(Ordinate):
    0.0      1.0      1.0
c Knotennummern fuer die folgenden interpolierten Werte gelten:
    512 513 514 515 516 517 518 519
    520 521 522 523 524 525 526 527 528 529
    530 531 532 533 534 535 536 537 538 539
    540 541 542 543 544
C Randwerte aus Messungen
C      [s]      H[m]
      0      0.0
    50000      0.0

```

## Anhang B – Berechnungen der Parameter

kritische Schubspannungsgeschwindigkeit  $v_c^*$  nach Gl. 11

$$v_c^* = \sqrt{\tau_c^* \rho' g d} \left[ \frac{m}{s} \right]$$

$\tau_c^*$  nach Gl. 9 aus  $D^*$ , mit  $D^*$  nach Gl. 8

$$D^* = \left( \frac{1,65 \cdot 9,81 \frac{m}{s^2}}{\left( 10^{-6} \frac{m^2}{s} \right)^2} \right)^{1/3} \cdot 0,0055 m \approx 139,13 [-]$$

$$\rightarrow \tau_c^* = 0,013 \cdot D^{*0,29} = 0,05439 [-]$$

$$v_c^* = \sqrt{0,05439 \cdot 1,65 \cdot 9,81 \frac{m}{s^2} \cdot 0,0055 m}$$

$$v_c^* = \mathbf{0,069585 \frac{m}{s}}$$

$$g = 9,81 \frac{m}{s^2}$$

$$d_m = 0,0055 m$$

$$v_{Wasser} = 10^{-6} \frac{m^2}{s}$$

$$\rho_s = 2650 \frac{kg}{m^3}$$

$$\rho_w = 1000 \frac{kg}{m^3}$$

$$\Rightarrow \rho' = 1,65 [-]$$

Reibungskoeffizient  $r_f$  nach Gl. 5 + 6

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 2,5 \cdot \ln \left( \frac{r_{hyd}}{k_s} \right) + 2,5 \cdot \ln(14,83 \cdot f) [-] \quad (Gl. 5)$$

Formbeiwert  $f$  „hinreichend genau“ nach Söhngen (1987, in: Landesamt für Umweltschutz Baden- Württemberg 2004, S. 52):

$$f = 0,90 - 0,38 \cdot e^{-5h/b} [-] \quad (Gl. 5a)$$



mit:

$h$ : Wassertiefe [m]

$b$ : Gerinnebreite [m]

Gleichung 5 nach  $\lambda$  umstellen:

$$\lambda = \frac{8}{\left[2,5 \cdot \ln\left(\frac{r_{hyd}}{k_s}\right) + 2,5 \cdot \ln(14,83 \cdot f)\right]^2} [-] \quad (\text{Gl. 5})$$

gegebene Parameter für den eingengten Bereich ( $X = 5$  bis  $X = 10$ ):

$$b = 0,5 \text{ m}$$

$$d_{50} = 0,0055 \text{ m}$$

Daten für die Wassertiefe  $h$ , die Neigung  $I$  und den hydraulischen Radius  $r_{hyd}$  für die Durchflüsse von  $Q = 80 \frac{l}{s}$  und  $Q = 130 \frac{l}{s}$  nach Minh Duc und Rodi (2008, S. 372, 374)

Durchfluss [m³/s]	$h$ [m]	$r_{hyd}$ [m]	$f$ [-]
80	0.2635	0.1282863	0.873
150	0.30075	0.1365184	0.881

**Tab. 7:** Über eingengten Bereich gemittelte Werte für Wassertiefe, hydraulischen Radius und Formbeiwert bei verschiedenen Durchflüssen

Formel	Durchfluss [m³/s]	$\lambda$ [-]	$r_f$ [-]
$k_s = d_{50}$	80	0.0391445	0.0048931
	150	0.0383067	0.0047883
$k_s = 2,5 d_{50}$	80	0.0555083	0.0069385
	150	0.0540979	0.0067622
$k_s = 3,6 d_{50}$	80	0.0650059	0.0081257
	150	0.0632212	0.0079027

**Tab. 8:** Ergebnisse für die Berechnung des Reibungskoeffizienten nach Gl. 5 + 6

Umstellen von Gleichung 5 nach der äquivalenten Sandrauigkeit:

$$\lambda = \frac{8}{\left[ 2,5 \cdot \ln\left(\frac{r_{hyd}}{k_s}\right) + 2,5 \cdot \ln(14,83 \cdot f) \right]^2} [-] \quad (Gl. 5)$$

$$k_s = r_{hyd} \cdot 14,83 f \cdot e^{\frac{1}{-2,5 \sqrt{r_f}}} [m]$$

---

## Literaturverzeichnis

---

**ATV-DVWK (Hg.) (2003):** Feststofftransportmodelle für Fließgewässer, Hennef.

**Bihs, Hans S. / Olsen, Nils R. B. (2007):** Three-Dimensional Numerical Modeling of Contraction Scour, in: 32nd IAHR Congress, Venedig (Italien), (CD-Rom).

**DWA (Hg.) (2013a):** Merkblatt DWA-M 570, Entwurf: Begriffe in der Gewässermorphologie und im Flussbau, Hennef.

**DWA (Hg.) (2013b):** Merkblatt DWA-M 526, Entwurf: Grundlagen morphodynamischer Phänomene in Fließgewässern, Hennef.

**Freimann, Robert (2009):** Hydraulik für Bauingenieure – Grundlagen und Anwendung, München.

**Jirka, Gerhard H. / Lang, Cornelia (2009):** Einführung in die Gerinnehydraulik, Karlsruhe.

**Lai, Yong G. / Greimann, Blair P. (2010):** Predicting contraction scour with a two-dimensional depth-averaged model, in: Journal of Hydraulic Research Vol. 48, No. 3, S. 383-387.

**Landesanstalt für Umweltschutz Baden- Württemberg (Hg.) (2003):** Hydraulik naturnaher Fließgewässer, Teil 3 - Rauheits- und Widerstandsbeiwerte für Fließgewässer in Baden-Württemberg, Karlsruhe, [http://www.lubw.baden-wuerttemberg.de/servlet/is/14421/hydraulik\\_teil\\_3.pdf?command=downloadContent&filename=hydraulik\\_teil\\_3.pdf](http://www.lubw.baden-wuerttemberg.de/servlet/is/14421/hydraulik_teil_3.pdf?command=downloadContent&filename=hydraulik_teil_3.pdf) (abgerufen am 07.01.2014).

**Landesanstalt für Umweltschutz Baden- Württemberg (Hg.) (2004):** Hydraulik naturnaher Fließgewässer, Teil 2 - Neue Berechnungsverfahren für naturnahe Gewässerstrukturen, Karlsruhe, [http://www.lubw.baden-wuerttemberg.de/servlet/is/14424/hydraulik\\_teil\\_2.pdf?command=downloadContent&filename=hydraulik\\_teil\\_2.pdf](http://www.lubw.baden-wuerttemberg.de/servlet/is/14424/hydraulik_teil_2.pdf?command=downloadContent&filename=hydraulik_teil_2.pdf) (abgerufen am 07.01.2014).

**Malcherek, Andreas (2006):** Skript der Universität der Bundeswehr München: Sedimenttransport und Morphodynamik, München, <https://dokumente.unibw.de/pub/bscw.cgi/3860282> (abgerufen am 07.01.2014).

**Marek, M. / Dittrich, A. (2004):** 3D numerical calculations of the flow in an open-channel consisting of an expansion and contraction, in: 6th Intl. Conf. Hydro-Science and Engineering, Brisbane (Australien), (CD-Rom).

---

**Minh Duc, Bui / Rodi, Wolfgang (2008):** Numerical Simulation of Contraction-Scour in an Open Laboratory Channel, in: Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 134, No. 4, S. 367-377.

**Minh Duc, Bui / Rutschmann, Peter (2010):** Numerical modelling of non-equilibrium graded sediment transport in a curved open channel, in: Computers & Geosciences 36, S. 792-800.

**Naudascher, Eduard (1992):** Hydraulik der Gerinne und Gerinnebauwerke, 2. Auflage, Wien und New York.

**Norm DIN-EN ISO 14688, Teil 1 (2013):** Geotechnische Erkundung und Untersuchung - Benennung, Beschreibung und Klassifizierung von Boden - Teil 1: Benennung und Beschreibung, Berlin.

**Patt, Heinz / Jüpner, Robert / Kraus, Werner (2011):** Naturnaher Wasserbau – Entwicklung und Gestaltung von Fließgewässern, 4. aktualisierte Auflage, Berlin und Heidelberg.

**Patt, Heinz / Jüpner, Robert (Hgg.) (2013):** Hochwasser- Handbuch – Auswirkungen und Schutz, 2. neu bearbeitete Auflage, Berlin und Heidelberg.

**Schlichting, Hermann / Gersten, Klaus (2006):** Grenzschicht-Theorie, 10. überarbeitete Auflage, Berlin und Heidelberg.

**Schöberl, F. (1989):** Kolkbildung, in: Wiener Mitteilungen – Wasser Abwasser Gewässer, Symposium: Hydraulik offener Gerinne, Band 79, S. 283-304.

**Schröder, Ralph / Zanke, Ulrich (2003):** Technische Hydraulik - Kompendium für den Wasserbau, 2. Auflage, Berlin und Heidelberg.

**Villaret, Catherine / Hervouet, Jean-Michel / Kopmann, Rebekka / Merkel, Uwe / Davies, Alan G. (2013):** Morphodynamic modeling using the Telemac finite-element system, in: Computers & Geosciences 53, S. 105-113.

**Zanke, Ulrich (1982):** Grundlagen der Sedimentbewegung, Heidelberg.

**Zanke, Ulrich (2002):** Hydromechanik der Gerinne und Küstengewässer, Berlin und Wien.

---

## **Erklärung zur Abschlussarbeit gemäß § 22 Abs. 7 APB der TU Darmstadt**

---

Hiermit versichere ich, Dominik Scholand, die vorliegende Bachelor-Thesis ohne Hilfe Dritter und nur mit den angegebenen Quellen und Hilfsmitteln angefertigt zu haben. Alle Stellen, die aus den Quellen entnommen wurden, sind als solche kenntlich gemacht worden. Diese Arbeit hat in gleicher oder ähnlicher Form noch keiner Prüfungsbehörde vorgelegen.

Ort, Datum:

Unterschrift:

---

---